

博士学位論文

ハードウェアとソフトウェアの
同時モジュール化による
多体システムの制御設計

Concurrent modularization approach
of hardware and software
for control design of multibody systems

東京農工大学 大学院

工学府 機械システム工学専攻

田川 泰敬 研究室

和地 天平

Tempei Wachi

西暦 2017 年 3 月

目次

1章 序論	1
1.1 背景	1
1.1.1 現在の社会におけるロボット利用の拡大	1
1.1.2 複雑システムの開発のためのアプローチ	3
1.1.3 ロボットにおけるモジュール化	5
1.2 研究目的	6
1.3 論文構成	6
2章 ハードウェア・ソフトウェアの同時モジュール化	7
2.1 モジュール化のコンセプト	7
2.2 提案するコンセプトのメリット	8
2.3 提案するコンセプトのデメリット	9
2.4 提案するコンセプトの利用	10
3章 検証用実験装置の作成および評価	11
3.1 実験装置コンセプト	11
3.2 実験装置の作成	12
3.2.1 回転ジョイントモジュール	12
3.2.2 直動ジョイントモジュール	17
3.2.3 実験装置台	22
3.2.4 DSP ボード	22
3.2.5 実験装置の構成	24
3.3 シミュレーション上での検証	25
3.3.1 モデルの妥当性の検証	25
3.3.2 計算負荷の検証	26
3.3.3 制御での有効性の検証	27
3.4 3章まとめ	29
4章 提案コンセプトを用いた制御器デザイン	30
4.1 従来の動作制御手法	30
4.2 ポテンシャル法を用いた接触回避	30
4.3 制御器設計	32
4.3.1 ポテンシャル空間の定義	33
4.3.2 過度な偏差拡大の抑制	42

4.4	2リンクアームにおける衝突回避制御実験	46
4.4.1	実験条件	46
4.4.2	実験結果・考察	46
4.5	4章まとめ	50
5章	提案コンセプトを用いた動作生成器のデザイン	51
5.1	従来の動作生成手法とその課題	51
5.2	順ダイナミクスモデルを用いた動作生成	51
5.3	シミュレーション上での検証	54
5.3.1	連続チェーンモデルでの動作生成	54
5.3.1.1	動作生成対象	54
5.3.1.2	連続チェーンモデルの動作目標	55
5.3.1.3	仮想外力の計算	56
5.3.1.4	動作生成結果・考察	58
5.3.2	ツリー構造での動作生成	61
5.3.2.1	動作生成対象	61
5.3.2.2	ツリー構造モデルの動作目標	61
5.3.2.3	仮想外力の計算	62
5.3.2.4	動作生成結果・考察	63
5.3.3	閉ループ構造での動作生成	64
5.3.3.1	動作生成対象	64
5.3.3.2	閉ループ構造モデルの動作目標	65
5.3.3.3	仮想外力の計算	65
5.3.3.4	動作生成結果・考察	65
5.4	5章まとめ	66
6章	実用時の課題と対策(柔軟関節への対応)	68
6.1	トルク計を持つロボットとその問題点	68
6.2	従来の振動抑制法と課題	69
6.3	ノッチ特性を利用した振動抑制	69
6.3.1	制御器のコンセプト	69
6.3.2	制御器設計手法	70
6.3.3	制御器設計対象	72
6.3.4	実験装置のモデル化	73
6.3.5	モデルの単純化	74
6.3.6	制御器設計	75

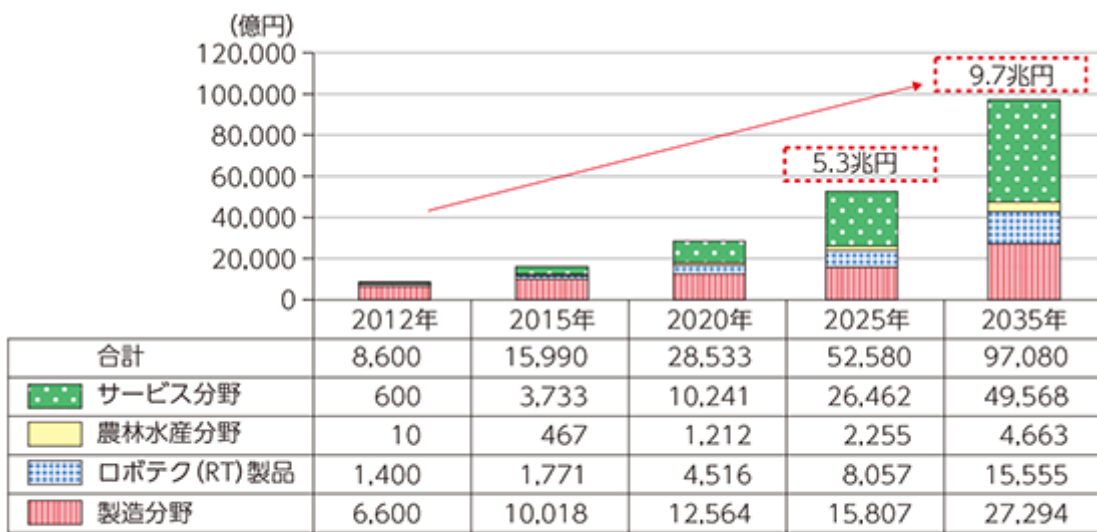
6.4	シミュレーション上での検証	79
6.4.1	シミュレーション条件	79
6.4.2	シミュレーション結果・考察	80
6.5	制御実験	82
6.5.1	実験条件	82
6.5.2	実験結果・考察	82
6.6	6章まとめ	85
7章	結論	86
7.1	本論文における成果	86
7.2	今後の展望	87
	参考文献	88
	付録	93
	謝辞	101

1 章 序論

1.1 背景

1.1.1 現在の社会におけるロボット利用の拡大

近年，さまざまな分野でのロボットの利用が増えている．総務省の発表する，情報通信白書によれば，特にサービス分野での市場規模の伸びが大きく，2035年にはサービス分野だけで約5兆円，ロボット市場全体では9.7兆円まで市場規模が拡大すると予測されている(図1-1)．



※2012年は足下推計値。2015～2035年の推計は平成22年度ロボット産業将来市場調査(経済産業省・NEDO)による。

図1-1 ロボット関連市場変動予測[1][2]

現在すでにサービス分野では Pepper(図1-2[3])等が実用化され，各地で利用されている．また，ROBEAR(図1-3[4])など医療・介護分野のロボットも，それらを利用して介護職員の負担軽減やサービス向上を実施する施設に対して，介護報酬を加算する方針を政府が決定している．具体的な報酬額を決定するために，厚生労働省と経済産業省が連携して実証実験を行っている段階にある[5]．政府が5月にまとめた新たな成長戦略でも，ロボットやAI(人工知能)を積極的に活用する「第4次産業革命」で30兆円の市場を創出する目標を明記し，社会におけるロボットの活用はさらに拡大していくと考えられる[6]．



図 1-2 PEPPER[4]



図 1-3 ROBEAR[5]

また、製品のライフサイクルも短縮傾向にある。経済産業省のものづくり白書（2007年）によると、一部の業界を除いてどの分野も短縮されている。特に家電業界の短縮率（5年前との比較）は59.9%という結果であった[7]。さらに、中小企業白書の製造販売活動実態調査（2004年11月）によると、自社にとっての売れ筋商品（ヒット商品）のライフサイクルは、1990年代と比較して2000年代になると1年未満と1～2年未満であると回答した比率が21.2%から51.8%と増加している[8]。このような製品ライフサイクルの低下は、市場の拡大を続けるロボット業界にもいずれ訪れると考えられる。このようなロボット市場の変化は、ロボットを取り巻く環境に次のような影響を与えることが考えられる。

(i) ロボットに対する要求の多様化

初めに、ロボット市場が拡大することによって今までロボットが利用されてこなかった分野や、作業内容でもロボットが利用されるようになっていくことが考えられる。そのため、ロボット開発時に要求される内容が多様化していくことが考えられる。

(ii) ロボットの形状の変化、多様化

これまでになかった要求に対して製作されたロボットは、従来利用されてきたロボット群に対して、より多様で複雑な形状を持つようになると考えられる。

(iii) 開発スパンの短縮

製品のライフサイクルが短くなると、次の製品を作るまでの開発スパンも短くなってしまふ。ロボット業界でもこの製品ライフサイクルの低下が起きた場合、許容される開発スパンの短縮も避けられないと考えられる。

(iv) ユーザーの変化

従来、工業用のロボット等は、その運用に特化した専門の技術者等によって運用されてきた。しかし、市場の拡大と変化によって、専門性を持たないユーザーによって、ロボットが利用される機会が増加していくと考えられる。

要求の多様化や、形状の多様化によって、ロボットの設計・開発・運用は、より複雑な行程、専門的な知識が要求されるようになっていくことが考えられる。しかし、開発スパンの短縮や、ユーザーの変化に対応するためには、複雑な設計行程や専門性は排除される必要がある。多様な要求にこたえながら、複雑さや専門性を低下させるためのアプローチが必要とされている。

1.1.2 複雑システムの開発のためのアプローチ

複雑なシステムの設計を行うためのアプローチの一つとして、モジュール化という概念が挙げられる。モジュール化とは、システムの各要素間の相互依存性を下げることによって、調整コストを縮小し、要素ごとに並列で開発、設計を可能とする手法である[9]。モジュール化を行う事によってシステムは細分化され、一度に取り扱われる要素は単純化する。また、要素ごとに並列しての設計開発、生産を行う事が出来るようになるため、開発スパンの短縮や、生産性の向上につながる。また、モジュール単位での要素の交換などを行う事で、多様性の確保や、修理、廃棄などが容易になる。

しかし、モジュール化には本来、対象ごとに向き不向きがある。モジュール化に向いている対象として、デスクトップ PC などが挙げられる(画像 1-4)。



図 1-4 モジュール化に向いているシステムの例

デスクトップ PC において、PC を構成している要素である、ディスプレイ、マウス、キーボード等の要素は、完全に独立している。また、PC 本体内部でも、ハードディスクドライブ、マザーボード、グラフィックボードなど、機能的に独立した要素によって構成され

ている。各要素を、仕様の異なるものと交換しても、インターフェースさえ共通であれば、全体の機能は保証される。この時、独立した各要素は、モジュール化されていると捉えることができる。

逆に、モジュール化に向いていない例としてはジェット戦闘機などの最適設計が要求される対象が挙げられる(画像 1-5)。



図 1-5 モジュール化に不向きなシステムの例

戦闘機などの場合、たとえばエンジンをより高出力なものに換装するということを考えた場合、機体全体の強度の見直しや、形状の再設計が必要になってくる。このような対象は、要素ごとの相互依存性が非常に高く、たとえ分解可能に設計されていてもモジュール化されていると言うことはできない。こういったシステムをわざわざ分解可能に設計することは、かえってコストの上昇につながることもあるため、頻繁に整備や部品交換を要求される部位以外は、あまり分解を考慮しない設計になることが多かった。しかし、自動車業界などではその流れに変化が生じている。設計開発にモジュール化を導入した一例として、日産で採用されているモジュール化の概念、CMF (COMMON MODULE FAMILY) を図 1-6 に示す。

COMMON MODULE FAMILY (CMF) : 4+1 BIG MODULES

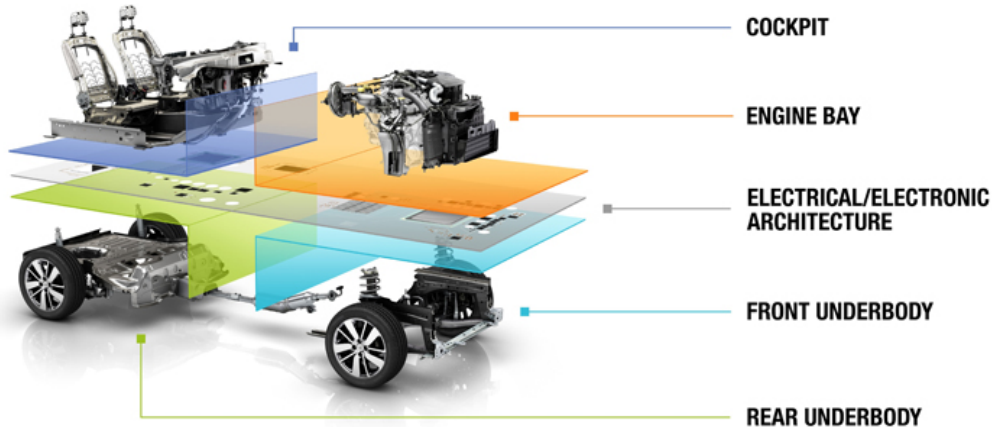


図 1-6 コモンモジュールファミリー概念図[10]

自動車は本来、エンジンとサスペンション、ステアリングなど、相互依存性の高い要素によって構成されているため、モジュール化は不向きとされていた[9]。しかし日産では、運転席、エンジンブロック、シャーシの前後、それらを繋ぐ電装系とソフトウェアという形でモジュール化し、生産性の向上や多様性の確保といったモジュールのメリットを得ることに成功した。このように本来モジュール化の不向きな対象でも、拡大を続ける市場に対応するために、モジュール化によるメリットを得ようとする流れが生まれている。開発スパンの短縮や、多様性の確保が求められるようになると考えられるロボット業界でも、生産にモジュール化を取り入れていく可能性が高い。

1.1.3 ロボットにおけるモジュール化

一口にロボットといっても様々なタイプのロボットが存在する。本論分では、扱う対象を多体システムに分類されるロボットに限定する。多体システムはハードウェア面で見た場合、システムを構成しているリンクやジョイントといった要素は機能上の独立性が高い。そのため、リンク部やジョイント部によって分割を行い、要素ごとの生産や、部品の組み換えによる多様性の確保が容易であり、モジュール化に強いシステムであると言う事が出来る。たとえば、運搬作業を行うロボットに対して、より大重量の荷物を運搬させるためのバリエーションを開発することを想定する。大重量の荷物を運搬するために、ロボットは腕部や脚部の剛性やアクチュエータ出力の向上を図る事になる。その時腕単位や、脚単位と言った、モジュール単位での開発を行う事はそれほど難しくはない。しかし、ロボットを制御するためのプログラムは、アSEMBリ終わったロボットに対しての設計を行う必

要がある。多体システムのダイナミクスは、リンクごとのダイナミクスが互いに影響し合う事で、複雑な応答特性を持っている。先ほどの重量物を運べるロボットのバリエーション開発の例でも、他のモジュールの変化による影響を無視して制御器を設計する事は容易ではない。このように、多体システムの動特性は要素間の相互依存性が非常に高く、設計時にそれらを考慮する必要のあるソフトウェア面で見ると、多体システムはモジュール化に弱い対象とすることが出来る。

1.2 研究目的

本研究では、ハードウェアデザインだけでなく、ソフトウェアデザインの効率化も行う事の出来るモジュール化の概念を提案する。提案されたモジュール化の概念を利用して実際に制御器設計や動作生成機の設計、動作制御を行い、提案コンセプトの有効性を検証する。将来的にモジュール化によってロボットの設計・開発・運用を行っていく際の利点や問題点を明らかにする事を目的とする。

1.3 論文構成

2章では、ソフトウェアデザインにも利用できる、モジュール化のコンセプトの説明を行う。3章では、提案したモジュール化のコンセプトを検証するための実験装置の作成と、評価シミュレーションについて述べる。4章、5章では実際に提案コンセプトを利用して、制御器や動作生成機のデザインを行い、シミュレーション上で有効性の確認を行う。6章では、柔軟関節持つロボットを対象とした場合の問題点と、その解決方法の提案と検証実験について述べる。7章では各章での成果のまとめと結論について述べる。

2章 ハードウェア・ソフトウェアの同時モジュール化

2.1 モジュール化のコンセプト

多体システムをモデル化する際、ニュートン・オイラー法[11]では、各リンクを一度両端に外力を受ける剛体の棒としてモデル化を行う。その後、各リンク間の内力がゼロであることを利用して全体のモデルを求める。本論文では、モデル化の際に行われる各リンクのモデルに着目した。多体システムのモデルにおける要素間の相互依存性は、この隣り合うリンクから受ける外力によって生じている。そのため、リンクそのもののダイナミクスは独立している。そこで、ハードウェアをアセンブリする際に、リンク間の力のやり取りの関係を拘束条件として連結できるようにすることで、ダイナミクスモデルのモジュール化が可能になると考えた。また、計算トルク法[12(2)]などのモデルベース制御においても、遠心力やコリオリ力と言った、他リンクからの影響を固定の制御器で考慮する事は難しく、多くの手法では、逆ダイナミクスモデルを用いることで、直接他リンクの影響を補償している。そのため、誤差の補償器は独立性の高い設計となっていることが多く、制御器もモジュール化が可能であると考えた。図 2-1 に提案するモジュール化コンセプトの模式図を示す。

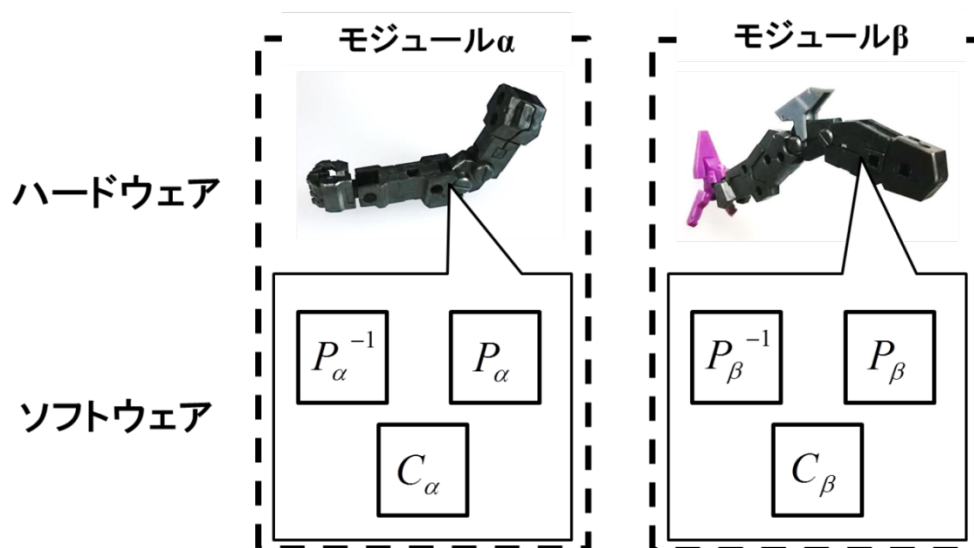


図 2-1 ハードウェア・ソフトウェアの同時モジュール化

図 2-1 に示すように、腕や脚と言った、ハードウェアモジュールに対して、腕単位や脚単位の細分化されたダイナミクスモデルや制御器を作成する。この細分化されたソフトウェアをソフトウェアモジュールとする。この、ハードウェア、ソフトウェアを合わせて一つのモジュールとして捉える。この時、要素間の相互依存性の高いダイナミクスモデルは、

隣り合うリンクからの影響を考慮するための入出力を持つ、モジュールをアセンブリした際の模式図を図 2-2 に示す。

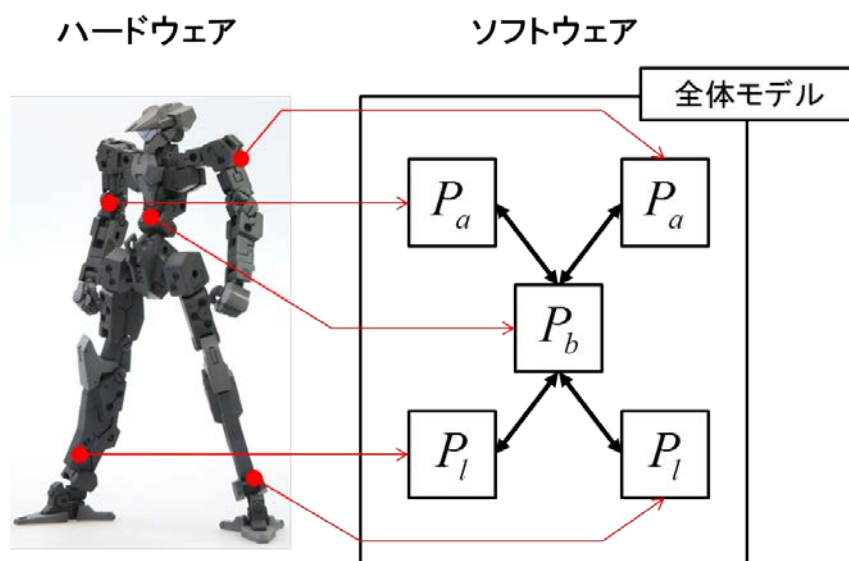


図 2-2 ハードウェアとソフトウェアのアセンブリ

ハードウェアをアセンブリした際は、各ハードウェアモジュールからモジュール単位のモデルを取り出し、黒矢印で示された力のやり取りによってソフトウェア上でもモデルの連結を行う。連結されたモデルは、全体のモデルとして機能するので、制御や動作生成等のソフトウェアデザインに利用できる。このモデルの導出法は、ベースとなったニュートン・オイラー法によるモデルの導出方法に近いが、提案する手法では、各モデルは分割されたまま運用する。そうすることで、ただちに組み替えに対応出来るようになっているとともに、連結部への外力の入力が容易になる。また、各モデルが独立して存在しているため、モデルの構造を直感的に理解しやすくなるなどの利点が得られると考えられる。

2.2 提案するコンセプトのメリット

(i) モデル設計，制御器設計行程の単純化

ソフトウェアモジュールに含まれるダイナミクスモデルや、ローカル制御器の設計行程が、対象の単純化によって簡易化することが出来る。行程の単純化は開発スパンの短縮において重要な要素となる。また、モデルの単純化は、設計者のモデルに対する理解を容易にする働きがある。モデルに対する理解が深まる事によって、より適した制御器の設計が可能になると考えられる。

(ii) 対象の変化に対する柔軟性の獲得

モジュール単位でモデルや制御器の設計が行われているため、部品換装のようなモデルの変更や、一部を変更したバリエーションの設計が容易になる。部品換装の場合、換装後のモジュールにモデルが用意されていれば、改めて考慮すべき内容は無く、バリエーション開発においても、変更部のみの開発を行う事が出来る。また、工業製品でもロット単位でわずかにパラメータの差が存在する事がある。そういったパラメータ誤差を、あらかじめソフトウェアモジュールに含めておくことで、ロットの違うモジュールと交換を行っても、全体の微調整をする必要性が低下する。

(iii) 開発作業の平行化

制御システムの設計をモジュール単位で行う事が可能になるため、ロボット全体の完成を待たずして、ソフトウェア上の設計を開始する事が可能になる。開発作業の並列化も、開発スパンの短縮において重要な要素となる。

(iv) 計算負荷の軽減

提案するコンセプトの大きな特徴の一つとして、分割されたソフトウェアモジュールを、分割したまま利用する事にある。これは、従来から利用されてきた多くのモデル作成ソフトと異なる点である。モデルを分割したまま活用しているため、モジュール単位で並列計算を行う事でモデルの動作における計算コストを下げる事が出来ると考えられる。特に、多体システムのモデルは、モデルの自由度に対して爆発的に必要計算量が増大する事が知られているため、複雑なシステムにおいてより強くメリットが機能すると考えられる。リアルタイムでの制御において計算負荷は実現性に関わる重要な要素であり、あらゆるモデルの計算負荷を下げる事が出来る場合、様々な制御器の実装性の向上につながると考えられる。

2.3 提案するコンセプトのデメリット

(i) ヤコビ行列との相性

現在利用されている制御手法や動作生成手法の多くはヤコビ行列を利用している。しかし、ヤコビ行列の導出は全体の幾何学モデルが必要となるため、ヤコビ行列とモジュール化は相性がいいとは言にくい。そのため、制御器設計時によく利用されている手法をそのまま利用する事が出来ず、相性の良い手法を探す必要がある。

(ii) モデル誤差の蓄積

提案するコンセプトでは，ソフトウェアモジュールは対応するハードウェアモジュールしか考慮していないため，モジュールごとに蓄積されたモデル誤差や寸法誤差を考慮できない可能性がある．関節角度ではなく手先位置なので精度を求められた場合，手先位置を考慮するための手法を考える必要がある．

2.4 提案するコンセプトの利用

提案するコンセプトは，ハードウェアに応じた順ダイナミクスモデル，逆ダイナミクスモデルを容易に入手することが出来る．本論文では，それぞれを利用して以下の手法をそれぞれ提案し，検証を行う．

(i) 逆ダイナミクスモデルを用いた動作制御

逆ダイナミクスモデルを用いることで遠心力やコリオリ力といった非線形要素を直接補正することが出来る．またモデルへの外力を等価なトルクに変換できることを利用して，ポテンシャル場による仮想的な外力を実空間での等価なトルクに変換し，二本のアームの接触回避を行う．

(ii) 順ダイナミクスモデルの応答を用いた動作生成

順ダイナミクスモデルに対して，有限の力やトルクを入力して得られた応答は，有限の力やトルクによって実現可能な動作になる．それを利用することで，評価関数などを用いずに，実現性の高い動作の生成が可能になる．また，力やトルクは重ね合わせが容易であるため，動作生成時の拘束条件を仮想的な外力や外力トルクで表現することで，複数の拘束条件を考慮した動作の生成を行う．

(iii) 非干渉化を利用した制御器設計

逆ダイナミクスモデルを用いることで，非線形要素となる他リンクからの影響を排除することが出来るため，ある関節へのトルク入力から加速度応答までの伝達関数を線形化し，ほか関節へのトルク入力に対して非干渉化することが出来る．それを利用して，線形で連続なモデルを対象とした従来の制御器設計手法を利用して，多体システムの関節の制御器が設計できるようになると考えられる．関節単位の制御器として，関節の柔軟性に着目し，ノッチフィルタを用いて柔軟性による振動を抑制する制御器を設計し，検証を行う．

3 章 検証用実験装置の作成および評価

3.1 実験装置コンセプト

実験装置を製作するにあたって，以下のコンセプトを設定した．

(i) 組替可能に設計する

多様なシステムでの検証を可能とするために，組み替え可能な構造での実験装置を作成する．ただし，これはいわゆるモジュールロボット製作するのではなく，ハード・ソフトの同時モジュール化が，制御器デザインにおいてどの程度有効であるかの検証をするための実験装置として作成を行う．

(ii) 1 リンク単位でモジュール化を行う

制御器設計，モデル設計の行程を極力単純化するために，1 リンク単位でモジュール化を行った装置を作成する．また，複数種類のジョイントをそれぞれ製作することで，組み替えによって多様なシステムでの検証を可能とした．

(iii) 動作平面を 2 次元に拘束する

本実験装置は手法の検証を目的としており，多くの制御側は 2 次元上で有効性を検証すれば，3 次元空間への拡張は容易である．そのため，装置の開発工程を単純化するために装置の動作空間を二次元平面上に拘束した．動作空間を 2 次元に拘束することで，必要なジョイントの種類は直動ジョイントと回転ジョイントの 2 種類となる．また，動作空間を二次元に拘束する手法として，摩擦の少ない平板上でスライドさせる手法を採用した．コンセプトの概要を図 3-1 に示す．

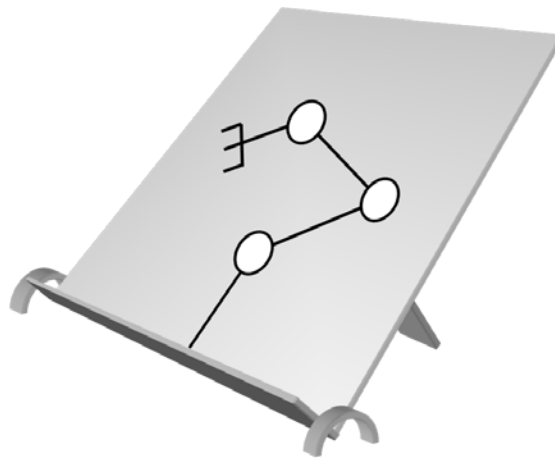


図 3-1 実験装置製作コンセプトの模式図

3.2 実験装置の作成

上記のコンセプトをもとに実際に実験装置の作成を行った。作成した実験装置は、回転ジョイントモジュール、直動ジョイントモジュール、実験装置最、DSP ボードおよびその他の周辺機器で構成されている。以下に、それぞれについて述べる。

3.2.1 回転ジョイントモジュール

(i) ハードウェアモジュール

制作した回転ジョイントモジュールを図 3-2 に示す。

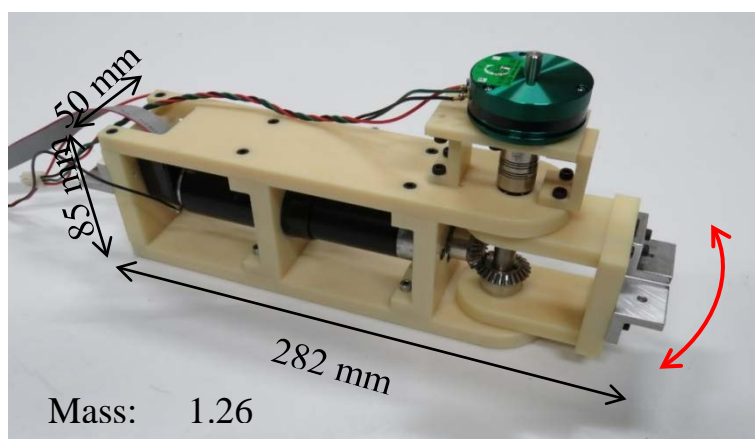


図 3-2 製作した回転ジョイントモジュール

回転ジョイントモジュールは、カサ歯車を用いることで可動部にモータ動力を伝える構造となっている。他モジュールとの接続点は可動部先端と動力部後端の二か所に設けた。外形寸法は、関節が直線状態にあるときで高さ 85 mm、幅 50 mm、長さ 260 mm となる。モジュール全体の質量は 1.08 kg となる。関節は図中の赤い矢印で示された方向に可動し、可動範囲は $\pm 90^\circ$ とした。表 3-1 に制作したジョイントモジュールの諸元を示す。

Table 3-1 Specifications of rotation joint module

Size (Width × Length × Height)		50 mm × 260 mm × 85 mm
Mass	Moving part	0.17 kg
	Power part	0.90 kg
Moment of inertia	Moving part	$1.21 \times 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$
	Power part	$2.62 \times 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$
Range of movement		$\pm 90^\circ$
Number of attachment points		2
Power		7.00 N·m
Maximum angular velocity		4.7 rad/s

(ii) ソフトウェアモジュール

ソフトウェアモジュールとして順ダイナミクスモデルと逆ダイナミクスモデルの作成をそれぞれ行った。各モデルについて以下に述べる。各モデルは、棒状の剛体に図 3-2 に示す状態量を定義し、モデル化を行なった。図 3-3 の状態量を用いて運動方程式の導出を行った。モデルの導出は、ニュートン・オイラー法を参考にして行った。

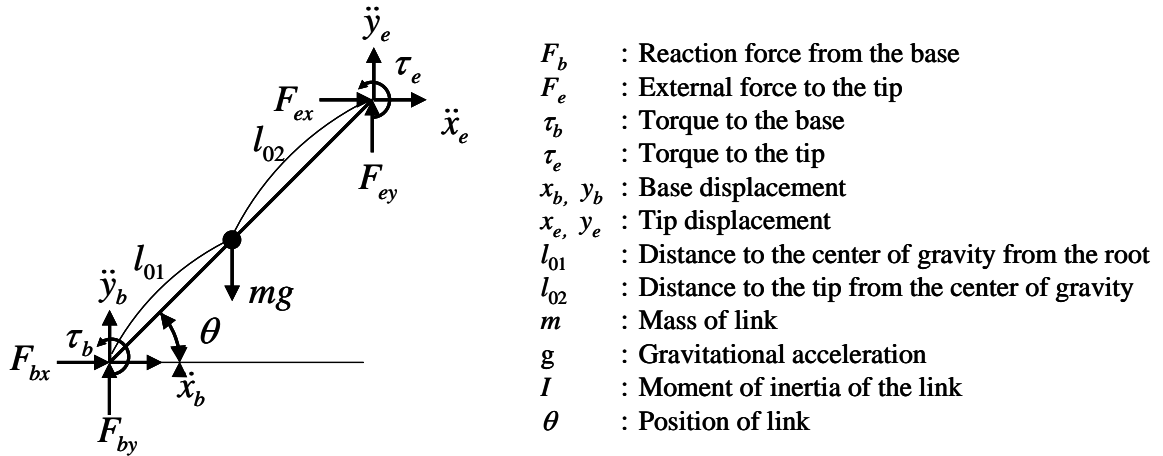


図 3-3 回転ジョイントおよびリンクの状態量

(ii-a) 順ダイナミクスモデルの作成

ここでは、リンクへの入力を $\ddot{x}_b, \ddot{y}_b, F_e, \tau_b, \tau_e$ 、出力を $\ddot{x}_e, \ddot{y}_e, F_b, \theta$ とする。ニュートン・オイラー法の場合、ベース側の入力は F_b となる。しかし、本研究ではモジュールモデル接続の際に、強制変位を与えることの出来るベースリンクと接続する場合を考慮して、利便性のためにベース側の入力を加速度とした。Fig.3-3 の状態量から回転に関する運動方程式を立てると以下の式(3-1)を得る。ただし、以降の式中の S, C はそれぞれ $\sin\theta, \cos\theta$ をあらわすものとする。

$$\ddot{\theta} = \frac{\tau_b + \tau_e + (l_{01} + l_{02})CF_{ey} - (l_{01} + l_{02})SF_{ex} + ml_{01}S\ddot{x}_b - ml_{01}C\ddot{y}_b - ml_{01}gC}{ml_{01}^2 + I} \quad \dots(3-1)$$

また、ソフトウェアモジュールでは、前後のリンクに与える拘束条件を出力する必要がある。ベースへの反力を求めるために、重心周りについて x 方向、 y 方向それぞれの運動方程式を立てたものを式(3-2)、(3-3)に示す。

ただし a_x, a_y はそれぞれ重心位置の x 方向加速度、 y 方向加速度を表す。

$$\ddot{x}_b = a_x + l_{01}S\ddot{\theta} + l_{01}C\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-2)$$

$$\ddot{y}_b = a_y - l_{01}C\ddot{\theta} + l_{01}S\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-3)$$

式(3-2), (3-3)の重心回りの加速度, 角加速度を外力及びトルクで表すと以下の式(3-4), (3-5)を得る.

$$\ddot{x}_b = \frac{F_{bx} + F_{ex}}{m} + l_{01}S \left(\frac{\tau_b + \tau_e + l_{01}SF_{bx} + l_{02}CF_{ey} - l_{02}SF_{ex} - l_{01}CF_{by}}{I} \right) + l_{01}C\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-4)$$

$$\ddot{y}_b = \frac{F_{yb} + F_{ye}}{m} - g - l_{01}C \left(\frac{\tau_b + \tau_e + l_{01}SF_{bx} + l_{02}CF_{ey} - l_{02}SF_{ex} - l_{01}CF_{by}}{I} \right) + l_{01}S\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-5)$$

ここで, F_{bx} , F_{by} を未知数として連立方程式に直すと以下の式(2-6), (2-7)を得る.

$$\frac{F_{bx}}{m} + \frac{l_{01}S}{I}(l_{01}SF_{bx} - l_{01}CF_{by}) = \ddot{x}_b - \frac{F_{ex}}{m} - l_{01}S \left(\frac{\tau_b + \tau_e + l_{02}CF_{ey} - l_{02}SF_{ex}}{I} \right) - l_{01}C\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-6)$$

$$\frac{F_{by}}{m} - \frac{l_{01}C}{I}(l_{01}S_1F_{bx} - l_{01}CF_{by}) = \ddot{y}_b - \frac{F_{ey}}{m} + g + l_{01}C \left(\frac{\tau_b + \tau_e + l_{02}CF_{ey} - l_{02}SF_{ex}}{I} \right) - l_{01}S_1\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-7)$$

式(3-6), (3-7)を行列で表現し, F_{bx} , F_{by} , について解くと以下の式(2-8)を得る.

$$\begin{pmatrix} F_{bx} \\ F_{by} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{m} + \frac{l_{01}^2S^2}{I} & -\frac{l_{01}^2SC}{I} \\ -\frac{l_{01}^2SC}{I} & \frac{1}{m} + \frac{l_{01}^2C^2}{I} \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \ddot{x}_b - \frac{F_{ex}}{m} - l_{01}S \left(\frac{\tau_b + \tau_e + l_{02}CF_{ey} - l_{02}SF_{ex}}{I} \right) - l_{01}C\dot{\theta}^2 \\ \ddot{y}_b - \frac{F_{ey}}{m} + g + l_{01}C \left(\frac{\tau_b + \tau_e + l_{02}CF_{ey} - l_{02}SF_{ex}}{I} \right) - l_{01}S\dot{\theta}^2 \end{pmatrix} \quad \dots(3-8)$$

この式(3-8)をベース側リンクへの入力となるベース反力とする. また, 先端の変位を求めた式を式(3-9), (3-10)に示す.

$$x_e = x_b + (l_{01} + l_{02})C \quad \dots(3-9)$$

$$y_e = y_b + (l_{01} + l_{02})S \quad \dots(3-10)$$

式(3-9), (3-10)を二回微分して式(3-11), (3-12)を得る.

$$\ddot{x}_e = \ddot{x}_b - (l_{01} + l_{02})S_1\ddot{\theta} - (l_{01} + l_{02})C_1\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-11)$$

$$\ddot{y}_e = \ddot{y}_b + (l_{01} + l_{02})C_1\ddot{\theta} - (l_{01} + l_{02})S_1\dot{\theta}^2 \quad \dots(3-12)$$

この式(3-11), (3-12)を先端側リンクへの入力となる先端加速度とする. 式(3-1), (3-8), (3-11), (3-12)を図 3-4 に示す形で連結し, 回転ジョイントモジュールの順動力学モデルとする.

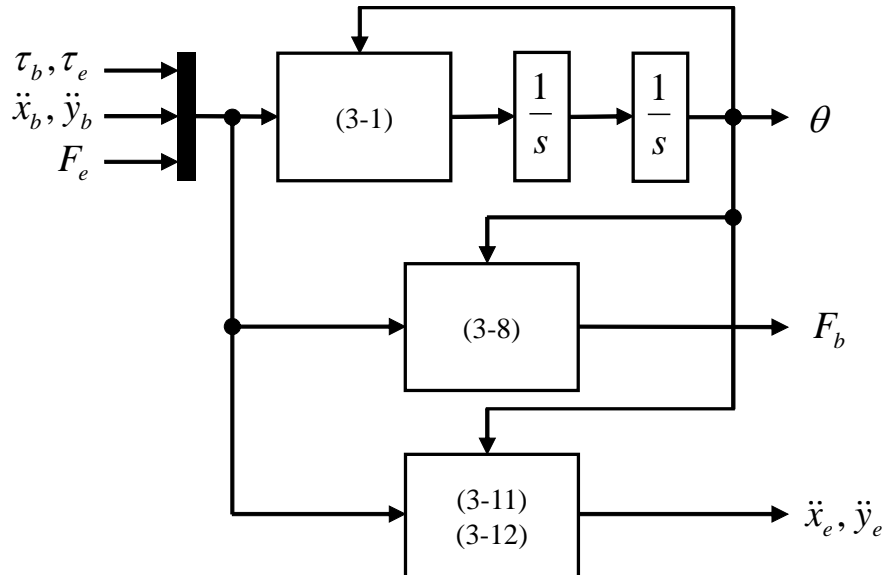


図 3-4 順モデルのブロック線図(回転ジョイントの場合)

入力されたトルク, 先端外力, ベース加速度, 前ステップ姿勢から現ステップの角加速度を算出し, それを積分することによって次ステップの姿勢としてパラメータ変動系モデルとして構成している. このうち, τ_b , τ_e が自ら定義する入力, \ddot{x}_b , \ddot{y}_b , F_e が前後のリンクとして構成している.

クから得る入力となる．また，最先端のリンクへの先端外力，最後端となるリンクへのベース加速度も自ら定義する必要がある．

(ii-b) 逆ダイナミクスモデルの導出

ここでは，リンクへの入力を τ_e , \ddot{x}_b , \ddot{y}_b , F_e , θ ，出力を τ_b , \ddot{x}_e , \ddot{y}_e , F_b とする．順ダイナミクスモデル動揺，利便性のためにベース側の入力を加速度とした．式(3-1)をベース側関節トルクについて解いたものを式(3-13)に示す．

$$\tau_b = (ml_{01}^2 + I)\ddot{\theta} - \tau_e - (l_{01} + l_{02})F_{ey}C + (l_{01} + l_{02})F_{ex}S - ml_{01}\ddot{x}_bS + ml_{01}\ddot{y}_bC + ml_{01}gC \quad \dots(3-13)$$

上記の式(3-13)と式(3-8)，(3-11)，(3-12)を図 3-5 に示す形で連結したものを，回転ジョイントリンクの逆動力学モデルとする．

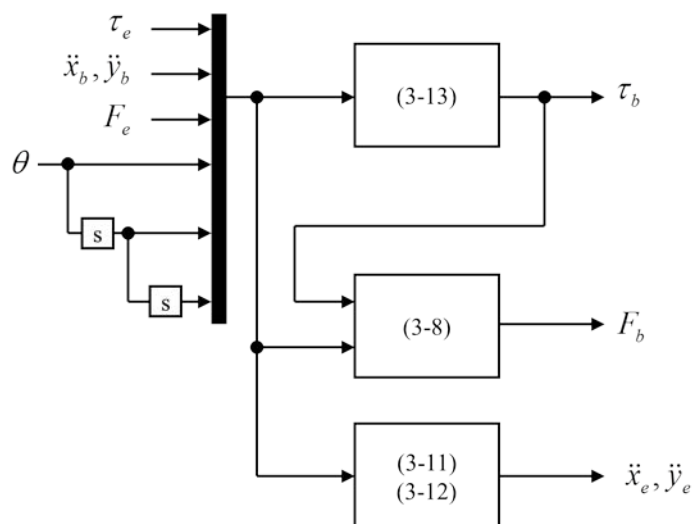


図 3-5 逆モデルのブロック線図(回転ジョイントの場合)

このうち， θ が自ら設計する入力， τ_e , \ddot{x}_b , \ddot{y}_b , F_e が前後のリンクから得る入力となる．ベース側の関節トルクを求めるには，先端にかかるトルクを知る必要があるため，逆力学モデルでは，やり取りする拘束条件に関節トルクが加わっている．

3.2.2 直動ジョイントモジュール

(i) ハードウェアモジュール

図 3-6 に実際に作成した直動ジョイントモジュールを示す。

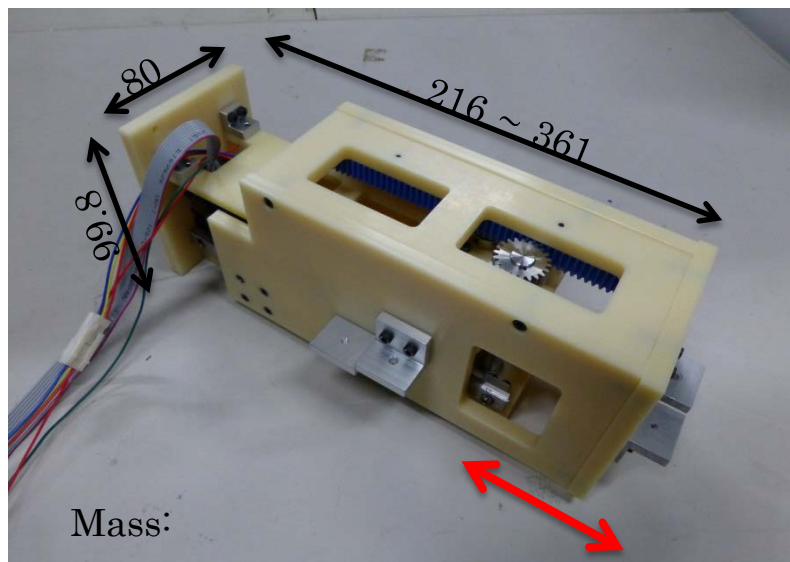


図 3-6 直動ジョイントモジュール

直動ジョイントモジュールはラックアンドピニオンを用いることで稼動部にモータ動力を伝えている。他モジュールとの接続点は、可動部の先端と両側面の 3 箇所と、動力部の後端 1 箇所の計 4 か所とした。図中の赤い矢印で示された方向に可動部が伸縮し、ストロークは 145mm とした。ポテンショメータ等の部品が内部にあつて確認できないため、図 3-7 の 3D CAD データによる画像で各部品の位置を示す。

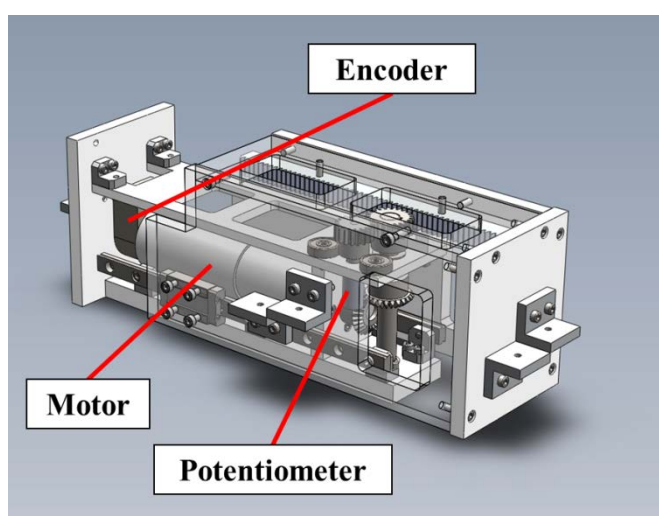


図 3-7 直動ジョイントモジュールの 3D CAD データ

外形寸法は高さ 104mm, 幅 80mm で, 長さが 216~361mm の範囲で変化する. モジュールの全体質量は 1.67kg となった. モジュール全体の質量が大きくなってしまったため, 基本的にはベースリンクとして使用することを想定している. また, 可動部のガタや, ラック, ピニオン間の歯飛びを防ぐために, ベアリングローラーによって可動部を拘束している. 表 3-2 にモジュールの仕様を示す.

Table 3-2 Specifications of Linear joint module

Size (Width × Length × Height)		80 mm × 361 mm × 104 mm
Mass	Moving part	0.56 kg
	Power part	1.12 kg
Moment of inertia	Moving part	$3.10 \times 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$
	Power part	$4.20 \times 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$
Range of movement (Stroke)		216~361 mm (145 mm)
Number of attachment points		4
Power		636 N
Maximum liner velocity		52 mm/s

(ii) ソフトウェアモジュール

回転ジョイントモジュールと同様に, 順ダイナミクスモデルと逆ダイナミクスモデルをそれぞれ作成した. モデルは, レール上をスライドする質点という形でモデル化をおこなった. 図 3-8 に示す形でモデルの状態量を定義した. 図 3-8 の状態量を用いて運動方程式を導出した.

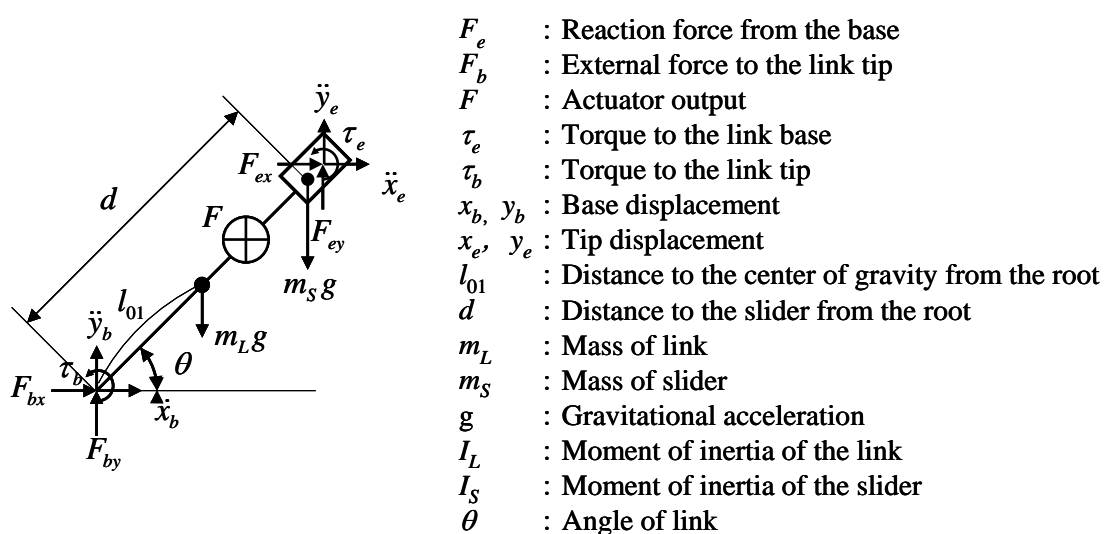


図 3-8 直動ジョイントモジュールの状態量

(ii-a) 順ダイナミクスモデルの導出

ここでは入力を F , F_e , θ , τ_e 出力を \ddot{x}_e , \ddot{y}_e , F_b , τ_b , \ddot{d} とする. 直動リンクの場合, リンク角度はベース側リンクによって強制角度が与えられるものとする. 図 3-4 に示す状態量からスライダ位置の加速度について求めたものを式(3-14)に示す.

$$\ddot{d} = \frac{F + d\dot{\theta}^2 m_s + F_{ex}C + F_{ey}S}{m_s} - \ddot{x}_b C - \ddot{y}_b S \quad \dots(3-14)$$

また, 前後リンクへの入力を導出するために, 式(3-2), (3-3)に Fig.3-8 の状態量を代入し, 式(3-15), (3-16)を得る.

$$\ddot{x}_b = \frac{F_{bx} - FC + F_{ex}S^2 - F_{ey}CS}{m_L} + l_{01}\ddot{\theta}S + l_{01}\dot{\theta}^2 C \quad \dots(3-15)$$

$$\ddot{y}_b = \frac{F_{by} - FS + F_{ex}SC - F_{ey}C^2}{m_L} + l_{01}\ddot{\theta}C + l_{01}\dot{\theta}^2 S \quad \dots(3-16)$$

式(3-15), (3-16)を F_{bx} , F_{by} について解くと以下の式(3-17), (3-18)を得る.

$$F_{bx} = FC - F_{ex}S^2 + F_{ey}CS + \ddot{x}_b m_L - m_L l_{01}(\ddot{\theta}S + \dot{\theta}^2 C) \quad \dots(3-17)$$

$$F_{by} = FS - F_{ex}SC + F_{ey}C^2 + \ddot{y}_b m_L + m_L l_{01}(\ddot{\theta}C - \dot{\theta}^2 S) \quad \dots(3-18)$$

この式(3-17), (3-18)をベース側リンクへの入力となるベース反力とする. 図 3-4 に示すモデルを回転に関する運動方程式を立てたものを式(3-19)に示す.

$$\ddot{\theta} = \frac{\tau_b + \tau_e + dCF_{ey} - dSF_{ex} + ml_{01}S\ddot{x}_b - ml_{01}C\ddot{y}_b - ml_{01}gC}{m_L l_{01}^2 + I_L + m_s d^2 + I_s} \quad \dots(3-19)$$

式(3-19)を τ_b について解いたものを式(3-20)に示す.

$$\tau_b = \ddot{\theta}(I_L + l_{01}^2 m_L + I_S + d^2 m_S) - \tau_e + d(F_{ex} S - F_{ey} C) + (m_L l_{01} + m_S d)(\ddot{y}_b C - \ddot{x}_b S + gc) \quad \dots(3-20)$$

この式(3-20)をベース側リンクへの入力となるベーストルクとする．続いて，先端変位を式(3-21)，(3-22)に示す．

$$x_e = x_b + dC \quad \dots(3-21)$$

$$y_e = y_b + dS \quad \dots(3-22)$$

式(2-21)，(2-22)を二回微分したものを式(3-23)，(3-24)に示す．

$$\ddot{x}_e = \ddot{x}_b + \ddot{d}C - 2\dot{d}\dot{\theta}S - d\dot{\theta}^2 C - d\ddot{\theta}S \quad \dots(3-23)$$

$$\ddot{y}_e = \ddot{y}_b + \ddot{d}S + 2\dot{d}\dot{\theta}C - d\dot{\theta}^2 S + d\ddot{\theta}C \quad \dots(3-24)$$

式(3-23)，(3-24)を行列形式でまとめたものを式(3-25)に示す．

$$\begin{pmatrix} \ddot{x}_e \\ \ddot{y}_e \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \ddot{x}_b \\ \ddot{y}_b \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -\dot{\theta}^2 C - \ddot{\theta}S & -2\dot{\theta}S & C \\ -\dot{\theta}^2 S + \ddot{\theta}C & 2\dot{\theta}C & S \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d \\ \dot{d} \\ \ddot{d} \end{pmatrix} \quad \dots(3-25)$$

上記の式(3-25)を先端側のリンクに入力する先端加速度とする．式(3-14)，(3-17)，(3-18)，(3-20)，(3-25)を図 3-5 に示す形に連結したものを直動リンクの順動力学モデルとする．

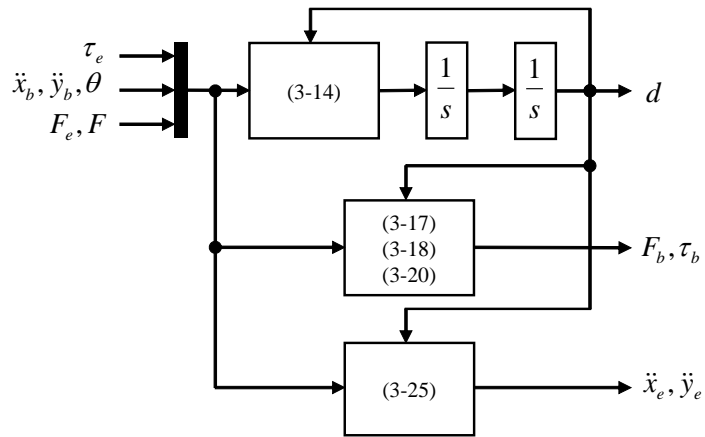


図 3-9 順動力学モデルのブロック線図(直動ジョイントの場合)

(ii-b) 逆ダイナミクスモデルの導出

ここでは、入力を $\ddot{x}_b, \ddot{y}_b, F_e, \tau_e, \ddot{d}$ 出力を $\ddot{x}_e, \ddot{y}_e, F_b, F, \tau_b$ とする。リンクへの入力のうち、 \ddot{d} が自ら定義する値、 $\ddot{x}_b, \ddot{y}_b, F_e, \tau_e$ が前後のリンクからの入力となる。また、 $\ddot{x}_e, \ddot{y}_e, F_b, \tau_b$ は先端側リンクへの入力となる。式(3-6)を F について解いたものを式(3-26)に示す。

$$F = (\ddot{d} + \ddot{x}_b C + \ddot{y}_b S) - d\dot{\theta}^2 m_s - F_{ex} C - F_{ey} S \quad \dots(3-26)$$

式(3-17), (3-18), (3-20), (3-23), (3-24), (3-25)を図 3-10 に示す形に連結したものを直動ジョイントの逆動力学モデルとする。

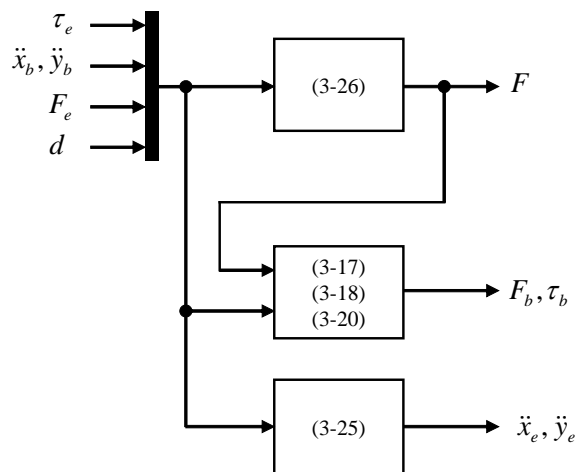


図 3-10 逆動力学モデルのブロック線図(直動ジョイントの場合)

3.2.3 実験装置台

モジュールを動作させるための動作平面となる装置台を作成した。図 3-18 に制作した装置台の外観を示す。



図 3-18 実験装置台

平板の材質は、摩擦を小さくするためにテフロンを用いた。テフロンの詳細な物性は末尾の付録 3 に示す。MISUMI(株)製のアルミフレームを格子状に組んで骨組みとし、強度および平面度を確保するためにアクリル板を天板とし、その上にテフロンの板を固定する構造とした。また、モジュールを取り付けるアタッチメントポイントをアルミフレーム側面に固定できる構造とし、4 辺の自由な位置にジョイントモジュールを固定できるようにした。天板となるテフロン板はサイズを 1.5m 四方とした。ジョイントモジュールに対して、非常に大きなサイズとしたのは、将来的にモジュールを長く連結することを考慮したためである。

3.2.4 DSP ボード

2 章のコンセプトで述べた並列計算を可能とするため、制御用の DSP ボードとして CPU 毎の並列計算が可能な、エー・アンド・デイ(株)の AD-PROCYON(AD5445-M)を採用した。図 3-19 に AD-PROCYON の外観を示す。また、図 20 に、実際に計算を行う CPU ボードの内部アーキテクチャを示す。



図 3-19 AD-PROXION 概観

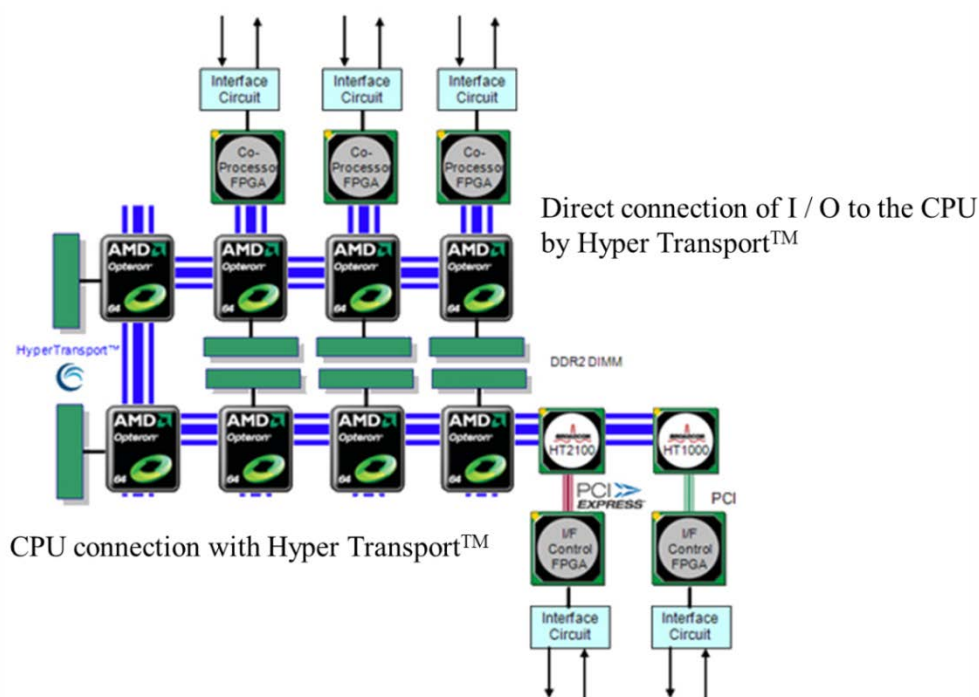


図 3-20 AD=PROXION, CPU ボード内部アーキテクチャ

AD-PROXION の CPU ボードは、各 CPU 同士が Hyper Transport™ によって並列接続されており、各 CPU から並列に IO への入力を行う事や、CPU 間でやりとりをしながらの並列計算が可能となっている。この CPU 間の接続を 2 章のコンセプトで述べたモデル間の接続に見立てることで、1CPU の扱うモデルの量を 1 モデルにする。また、各 CPU から I/O へ接続があるため、モジュールに対して分散制御や階層制御への応用も容易になると考えられる。

3.2.5 実験装置の構成

図 3-21 に実験装置概観図を示す。PC から DSP ボードに司令値を入力し，DSP ボードからモータドライバへ指示を行う。ポテンショメータやエンコーダの検出値を DSP ボードへフィードバックし，制御を行う。DSP ボード内部に，モジュール化されたソフトウェアモジュールが入っており，それぞれ制御に利用される。モータ，モータドライバ，ポテンショメータ，電源装置，DSP ボードの仕様表は末尾の付録に示す。

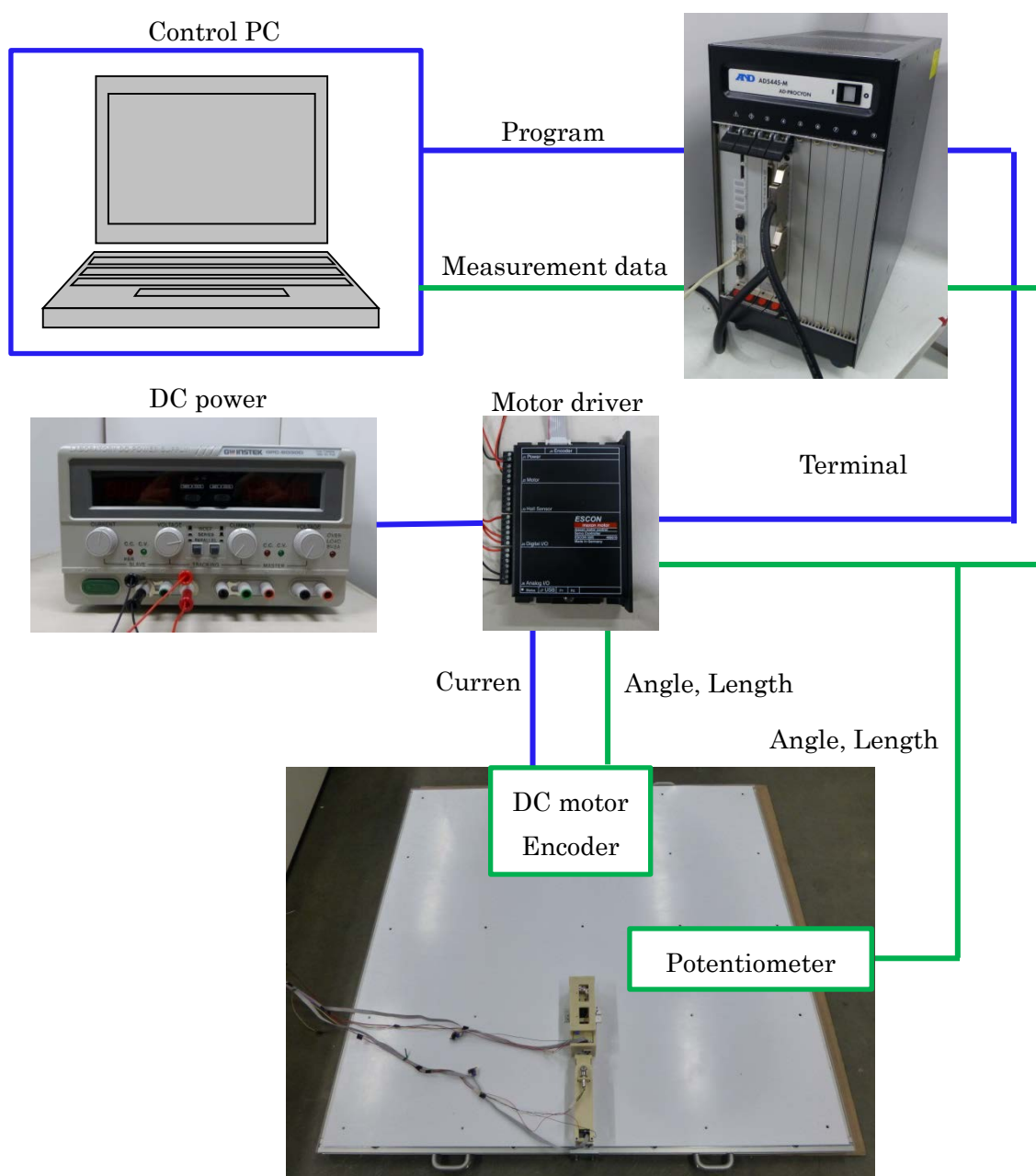


Fig.3-21 実験装置構成概要

3.3 シミュレーション上での検証

製作したモデルおよび実験装置をシミュレーション上で検証した。この節では以下のシミュレーションを行っている。

(i) モデルの妥当性の検証

製作したモデルが、従来のモデルと等価となっているかを、ダイナミクスモデルの応答の比較によって検証した。

(ii) 計算負荷の検証

並列計算によって実際に計算負荷を軽減できているかを、動力学シミュレーションの計算時間を比較することによって検証した。

(iii) 制御での有効性の検証

偏差制御器と逆モデルを用いた二自由度制御系を用いて、モデルを制御で利用可能かを検証した。

各シミュレーションについて以下にそれぞれ述べる

3.3.1 モデルの妥当性の検証

(i) シミュレーション条件

製作したダイナミクスモデルの妥当性を検証するために、2種類の動力学シミュレーションを行った。回転ジョイントリンクを二つつないだ二重振り子を、製作したモジュールモデルの連結と、従来手法として広く利用されているラグランジュ法によってそれぞれモデル化を行い、それぞれ 1G 環境下で自由振動させてその応答を比較した。シミュレーション内容の模式図を図 3-22 に示す

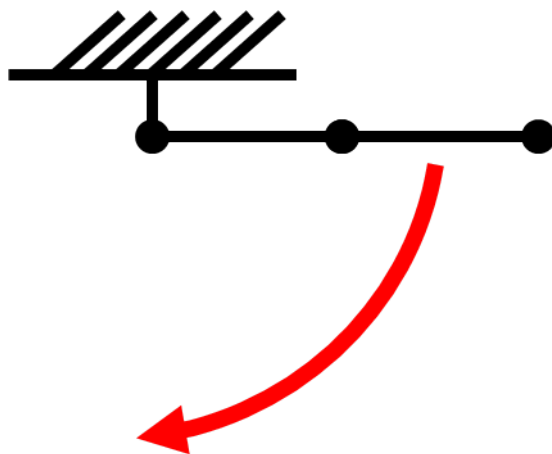


図 3-22 シミュレーション内容模式図

振り子は水平状態を初期状態として、1G 環境下で 10 秒間の自由振動を行った。サンプル周波数は 1000[Hz]とした。

(ii) シミュレーション結果

シミュレーションの結果得られた各関節角度の時刻歴応答を図 3-23 に示す。

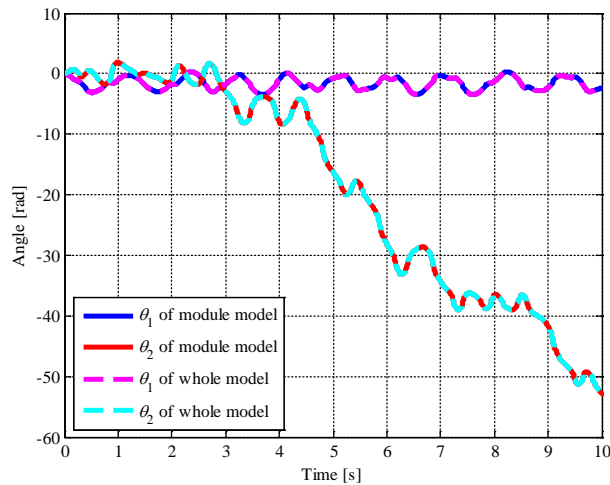


図 3-23 モジュールモデルと全体モデルの動作の比較

図 2-23 中の赤と青の実線は提案手法によるモデルの応答，マゼンタとシアンの実線が従来手法の応答を示している。角度の時刻歴応答が完全に一致したため，提案するモデルが，従来手法によってモデル化を行なったモデルと等価であることが確認出来た。

3.3.2 計算負荷の検証

(i) シミュレーション条件

並列計算によって実際に計算負荷を軽減できる事を確認するために，モジュールモデルの接続によって製作したモデルと，3.3.1 と同様にラグランジュ法によって製作したモデルをそれぞれ複数用意し，計算時間の変化を比較した。図 3-24 に製作したモデルを示す。

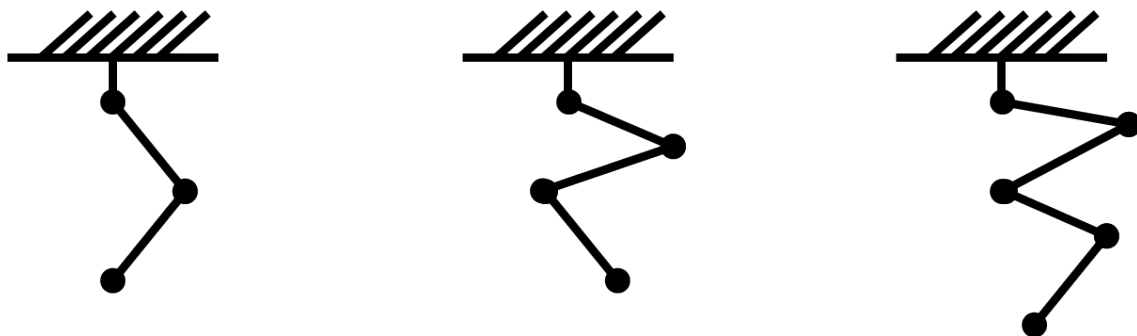


図 3-24 製作したマルチリンクモデル

二重振子，三重振子，四重振子を提案手法とラグランジュ法でそれぞれモデル化を行った。各モデルを，AD-PROXION 上で，3.3.1 と同様の条件でシミュレーションを行い，シミュレーション終了までの時間の比較を行った。このとき，モジュールモデルの方では，各モデルを CPU ごとに振り分けている。この条件でそれぞれシミュレーションを行い，計算時間を比較した。各シミュレーションは同条件で 10 回ずつ行い，最短時間と最長時間を排除したうえで平均値を求めた。

(ii) シミュレーション結果

それぞれのシミュレーション時間の比較を，表 3-3 に示す。

Table 3-3 Comparison of calculation time

Number of links	2	3	4
Module model	0.0384[s]	0.0515[s]	0.0657[s]
Lagrangian model	0.0215[s]	0.0554[s]	0.1300[s]

表 3-3 を見ると，2 リンクの場合ラグランジュモデルの計算時間の方が短い，3 リンクではほぼ同じ計算時間となり，4 リンクでは提案手法の計算時間の方が短くなるという結果となった。ラグランジュ法によるモデルは，動力学計算の際，リンクの自由度を n とすると， n の 4 乗で必要な計算量が増加することが知られている[12(1)]。それに対し，表 3-3 の結果では，提案する手法では n の 1 乗で計算量が増加していることが読み取れる。この結果から，特に大きな自由度をモデルにおいて，提案手法による計算負荷の軽減が有効に機能すると考えられる。

3.3.3 制御での有効性の検証

(i) シミュレーション条件

制作したソフトウェアモジュールを実際に連結して多体システムを構成し，動作制御を行うシミュレーションを行った。対象としたモデルの模式図を図 3-25 に示す。

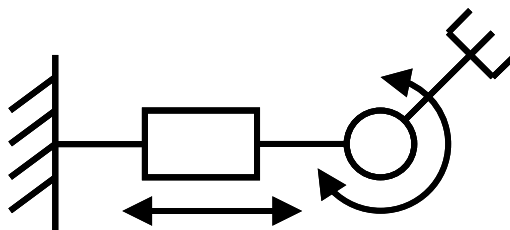


図 3-25 対象となるロボットの模式図

図 3-8 に示すロボットアームを用いて，アーム先端で円を描く軌跡をなぞる動作のシミュ

レーションを行なった。動作時間は 10 秒間で、動作の始点と終点で加速度が 0 になる動作を入力した。また、図 3-26 に使用した制御則のブロック線図を示す。

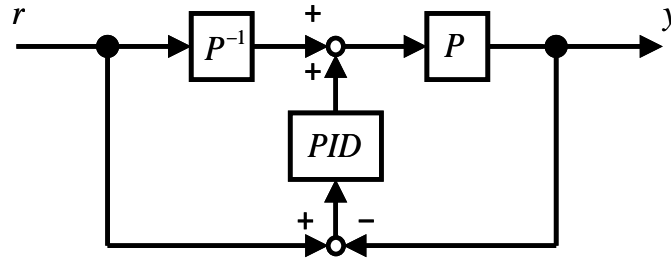


図 3-26 制御手法のブロック線図

図 3-26 中の、 P^{-1} 、 P はそれぞれ対象となるロボットアームの逆動力学モデル、順動力学モデルとなる。ここでは、順動力学モデルが制御対象であるプラントとなる。逆動力学モデルによって必要トルクを求め、誤差を PID 制御によって補正する、二自由度制御系を構築した。本シミュレーションでは、逆動力学モデルと順動力学モデルを提案するソフトウェアモジュールの連結によって得た。また、逆動力学モデルの結果に誤差を生じさせるために、順動力学モデルには全てのパラメータに+10%の誤差を与えた。比較対象として、逆動力学モデルのみを用いた場合と、PID 制御のみを用いた場合のシミュレーションも同時に行なった。

(ii) シミュレーション結果

シミュレーションの結果得られた、先端軌跡、直動ジョイント伸縮量、回転ジョイント回転角度の時刻歴応答をそれぞれ図 3-27、3-28 に示す。

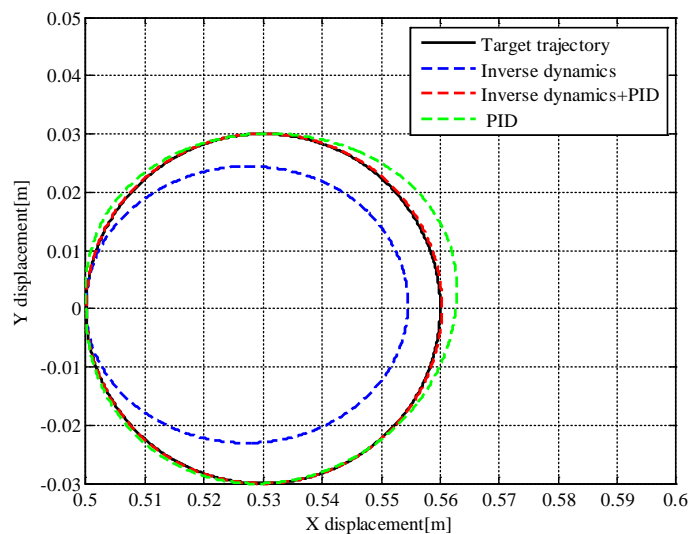


図 3-27 アームの先端軌跡

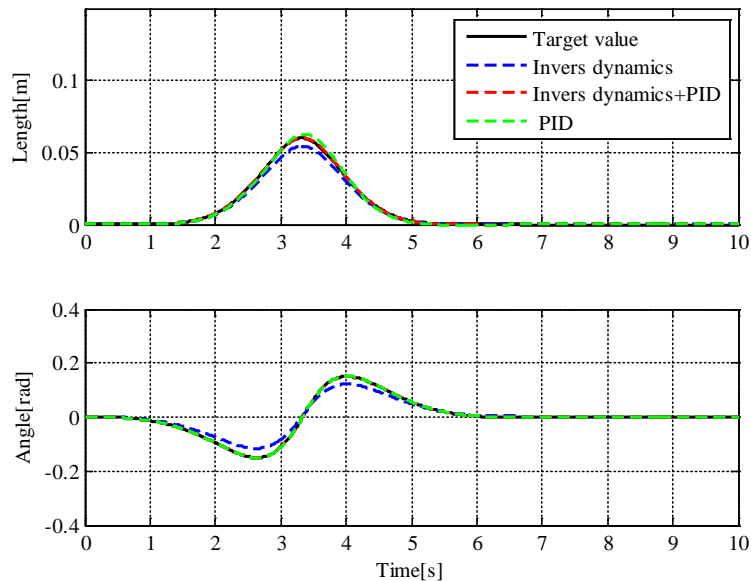


図 3-28 各関節角度，伸縮量の時刻歴応答

図 3-27, 3-28 において，黒い実線が目標値，赤い破線が逆動力学モデルと PID 制御を連携させた場合の結果，緑の破線が PID 制御のみを用いた場合の結果，青の破線が逆動力学モデルのみを用いた場合の結果をそれぞれ示している．図 3-10, 3-11 の結果から，逆モデルと PID を連携させることで，いずれかのみ制御を行った場合よりも目標値の追従特性が向上することが確認できた．この結果から，提案するソフトウェアモジュールがモデルベース制御に利用できることが確認できた．

3.4 3章まとめ

本章では，提案コンセプトを検証するための実験装置およびソフトウェアモジュールの作成を行い，シミュレーションによって機能の検証を行った．4章，5章では実際に提案コンセプトを用いて，動作制御器，動作生成器のデザインを行い，実験，およびシミュレーションで検証を行う．

4章 提案コンセプトを用いた制御器のデザイン

4.1 従来の動作制御器

多体システムによって構成されるロボットは、リンクの発生させる遠心力やコリオリ力によって、関節に非線形の外乱が発生する。特に高速度領域では、非線形要素の影響が強くなり、従来の PD 制御や PID 制御では、十分なパフォーマンスが得られないことが多い [13]。このようなロボットの制御では、モデルベース制御が有効であることが知られている [14]。文献[14]では、PD 制御といくつかのモデルベース制御の比較を行い、モデルベース制御の有効性が実験的に検証されている。代表的なモデルベース制御の例として、計算トルク法が挙げられる [12(2)]。この手法は、検出したロボットの動作を逆ダイナミクスモデルに入力し、遠心力やコリオリ力、摩擦力といった非線形要素を計算しトルクの補正を行う。モデルベース制御の多くが、非線形要素の補正に対象の逆ダイナミクスモデルを利用している。また、ロボットの運動制御は運動生成の側面を持つことも多い。複雑な構造を持つ多体システムを対象として、指令値の段階で最適な量を与えることは難しい。そこで、制御を行う課程で、最適な動作へと変更する制御手法も提案されている。たとえば、ロボットの運動性能はアクチュエータに強く依存しているが、ロボットのダイナミクスを利用することで、アクチュエータ負荷を軽減し高い運動性能を実現する手法の研究も行われている [15]。國吉らは身体の動特性を利用する事で動的な起き上がり動作を等身大ヒューマノイドで実現している [16]。また、Arisumi らは全身動作を利用することで、重量物を動的に持ち上げることに成功している [17]。Konno らは全身の動作を連鎖させることで、手先に瞬間的に大きな力を発生させている [18]。Senoo らはコリオリ力や遠心力を利用する事で、投球動作を実現している [19]。これらの動作パターンの生成には、多体システムの運動方程式における、遠心力・コリオリ力項や重力項が利用されている [15]。また、接触回避制御なども動作生成の側面を持つ。

4.2 ポテンシャル法による接触回避制御

本論分では、モジュール化の容易な制御器として、ポテンシャル法を用いた接触回避制御に着目した。ポテンシャル法とは、リスクなどを高度として定義した空間内で、斜面から受ける仮想外力を利用して、軌道生成や接触回避を行う制御手法の一つである [21][22][23][24][25][26]。図 4-1 にポテンシャル法の模式図を示す

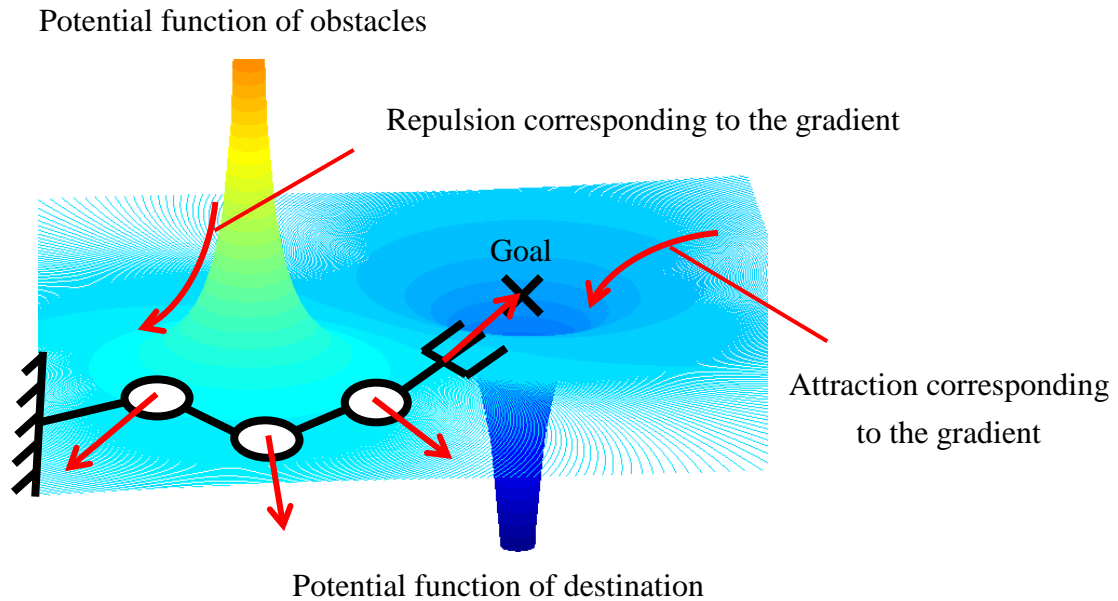


図 4-1 ポテンシャル法の模式図

図 4-1 中のポテンシャルの高い場所は障害物などのリスクを表現している．一方，ポテンシャルの低い場所は目標値などを表現している．リスクや目標を重ね合わせた空間内で，ポテンシャルを偏微分した斜面の方向や斜面から受ける斥力，流れる流体の流線等を利用して障害物回避や軌道生成を行う．

ポテンシャル場を表すポテンシャル関数はスカラーであるため次のような式となる．

$$U(\mathbf{q}) = U_{obstacle}(\mathbf{q}) + U_{goal}(\mathbf{q}) \quad \dots(4-1)$$

式(4-1)の \mathbf{q} は制御対象の座標，ポテンシャル関数 $U_{obstacle}$ は障害物に設置した斥力ポテンシャル場，ポテンシャル関数 U_{goal} は目的地に設置した引力ポテンシャル場，ポテンシャル関数 U は斥力ポテンシャル場と引力ポテンシャル場を足し合わせたものとする．

制御対象に働く力はポテンシャル場の勾配に応じて決定されるから，次のような式で表される．

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_{obstacle} + \mathbf{F}_{goal} \quad \dots(4-2)$$

ただし，式(4-2)の $\mathbf{F}_{obstacle}$ と \mathbf{F}_{goal} は式(4-3)とする．

$$\mathbf{F}_{obstacle} = -\nabla U_{obstacle}(\mathbf{q}) \quad (4-3)$$

$$\mathbf{F}_{goal} = -\nabla U_{goal}(\mathbf{q})$$

式(4-2),(4-3)の $\mathbf{F}_{obstacle}$ は障害物の斥力ポテンシャル場から制御対象が受ける力, \mathbf{F}_{goal} は目的地の引力ポテンシャル場から制御対象が受ける力, \mathbf{F} は全体のポテンシャル場から制御対象が受ける力を表す. ポテンシャル法は, この \mathbf{F} を利用することによって, 容易に複数の要件を考慮した経路が生成できる.

ポテンシャル法は式(4-2),(4-3)からも分かる通り, 各ポテンシャル場から受ける力の独立性が高い. そのため, 2章で提案したモジュール化の概念とも相性がいいと考えられる. ここで本節では, ポテンシャル関数をソフトウェアモジュールとしてハードウェアに付与し, 接触回避を目的とした制御器の構成と検証を行う. ポテンシャル法を用いた接触回避には, オフラインの計算によって, あらかじめ接触の発生しない動作目標値を生成しておくアプローチと, オンラインでリアルタイムに対象の動作に干渉し, 接触を回避するアプローチが存在する. 本節では後者の制御器の設計を行う.

4.3 制御器設計

本節では, 二本のロボットアームの接触回避を目的とした制御器の設計を目指す. 設計する制御器のブロック線図を図 4-2 に示す.

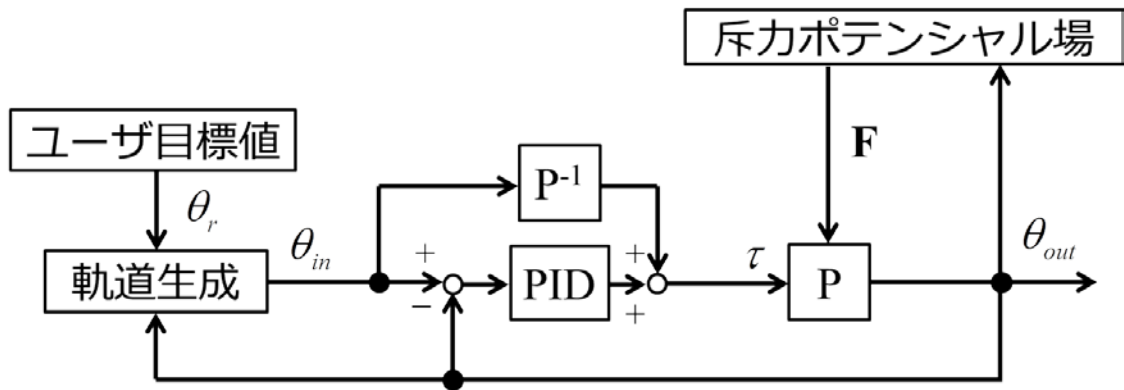


図 4-2 障害物回避制御器のブロック線図

図 4-2 中の P は制御対象, P^{-1} は対象の逆モデル, を示している. 制御対象 P は, 斥力ポテンシャル場から外力を受けることで, 障害物との接触を回避する. その状態で 3 章のシミュレーションで有効性の確認された 2 自由度制御系を用いて動作を制御し, 最終目標地までの移動を行う. ユーザーの与える目標値 θ_r は, 接触を考慮しない動作となっている. また, 偏差制御器を利用するため, 偏差の拡大を防ぐための動作生成器を通してから目標値とし

て制御対象に入力される。図 4-2 の中で、斥力ポテンシャル場、逆ダイナミクスモデル P-1 を、ソフトウェアモジュールとする。図 4-2 に示すように、本研究では目標値への追従を、偏差制御器によって行うため、ポテンシャル場は斥力ポテンシャルを与えるもののみを使用する。また、制御対象は、回転ジョイントモジュールを複数連結したマルチリンクアームとした。本節では、斥力ポテンシャル場の設計と、目標値生成機の設計を行う。

4.3.1 ポテンシャル空間の定義

(i) 幾何学モデルの再定義

ポテンシャル場の仮想斥力による接触回避制御の場合、ポテンシャル空間の形状は重要な要素となる。対象の形状に対してポテンシャル空間が小さければ接触のリスクが上昇し、大きすぎる場合は不必要に動作を阻害することとなる。ポテンシャル空間の形状を適切に設定するために、リンク形状を図 4-3 に示す形で再定義した。

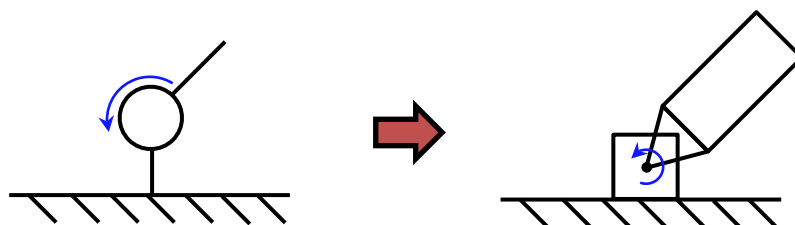


図 4-3 回転リンクジョイントの形状定義。

3 章で製作した回転ジョイントのソフトウェアモジュールは、形状に関しては長さのパラメータのみを持つ棒状のモデルだったが、そのままでは適切にハードウェアの形状を想定できないため、幅のパラメータを追加で定義し、長方形のモデルとした。

(ii) ポテンシャル場の形状

ポテンシャル場の形状として多く見られるのは、対象を中心として円形や楕円系にポテンシャル場が広がるものである。図 4-4(a),(b)に模式図を示す。(a)が円形のポテンシャル場、(b)が楕円形のポテンシャル場を示している。

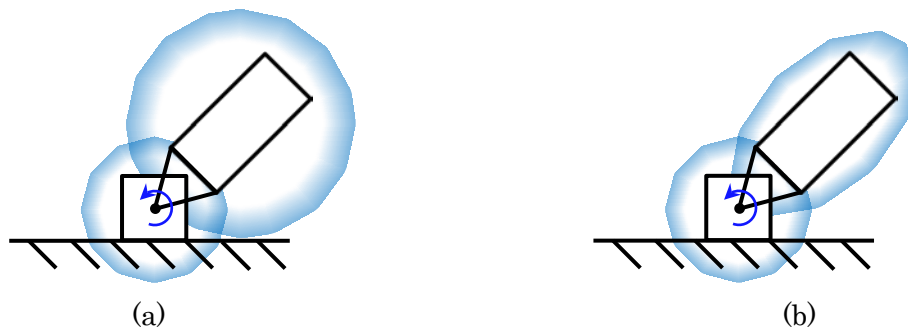


図 4-4 よく利用されるポテンシャル場の形状

円形や楕円形のポテンシャル場は、円形の場合図形の中心からの距離、楕円形の場合は2点からの距離の合計値情報のみがあれば、ポテンシャル場の高さを定義することが出来る。必要な計算量が少なくすむため、ポテンシャル場の定義方法としてよく利用されている。しかし、円形または楕円形でポテンシャル場を定義すると、頂点部分付近のポテンシャル場は低く、辺の中心付近のポテンシャル場は高くなってしまうため、動作の阻害や接触リスクの上昇が発生してしまう。そこで本論分では、図 4-5 に示すように、対象の形状に沿ったポテンシャル場を採用する。

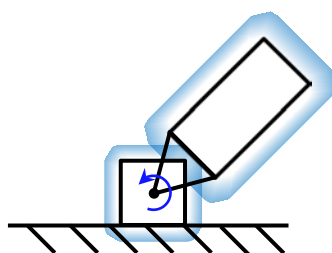


図 4-5 形状に沿ったポテンシャル場

図 4-5 に示す形状のポテンシャル場は、ポテンシャルの高さを定義するとき、対象の全ての辺や頂点を想定する必要がある。そのため、円形や楕円形のポテンシャル場に比べて、必要な計算量が増加してしまうという問題がある。しかし、本論分では複雑なダイナミクスを持つ多体システムの接触回避を制御の目的とするので、ポテンシャル場の形状を優先した。

(iii) 外力位置の定義

ポテンシャル場による仮想斥力の作用は、斥力を受ける物体の中心に対して行われることが多い。図 4-6 に模式図を示す。

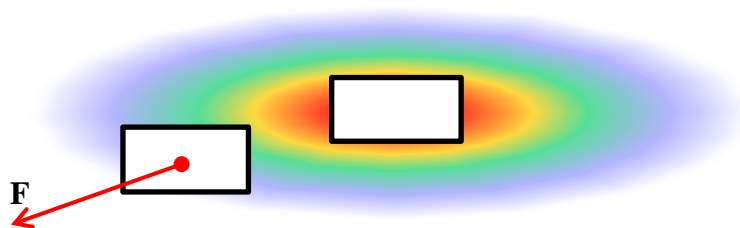


図 4-6 仮想斥力の受け方

このような形で斥力を加えることで、制御対象がポテンシャル空間内のどこにあるかを定義しやすくし、必要な計算量を少なくすることが出来る。しかし、このような斥力の与

え方では、制御対象の形状によって最適な斥力が定義できなくなる場合がある。模式図を図 4-7 に示す。

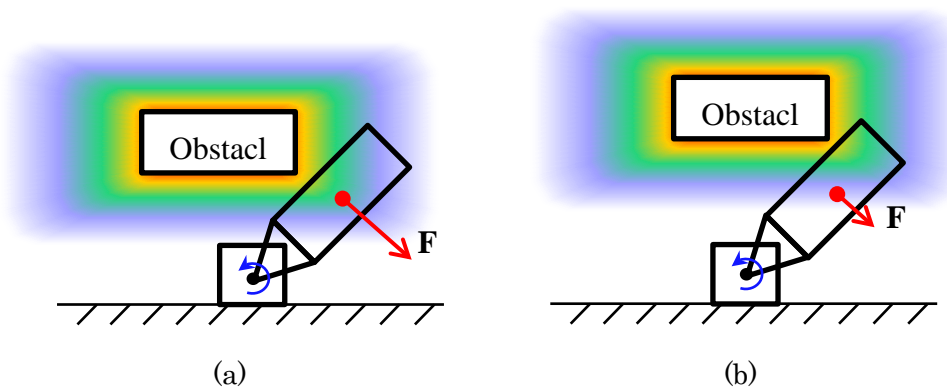


図 4-7 障害物との距離とポテンシャル斥力が一致しないケース

図 4-7 の(a)と(b)は、制御対象と障害物との最短距離はほぼ同じとなっているが、中心位置と障害物との最短距離が異なっている。そのため、(b)では、障害物から受けるポテンシャル斥力が小さくなってしまっている。接触回避において重要なのは制御対象と障害物の最短距離になるが、中心位置で距離を定義した場合、同一の距離でも姿勢によって受ける斥力が変化してしまう場合がある。本論分では、制御対象全ての頂点を、斥力を加える位置とすることで、常に最適な斥力が制御対象に加わるようにした。図 4-8 に模式図を示す。

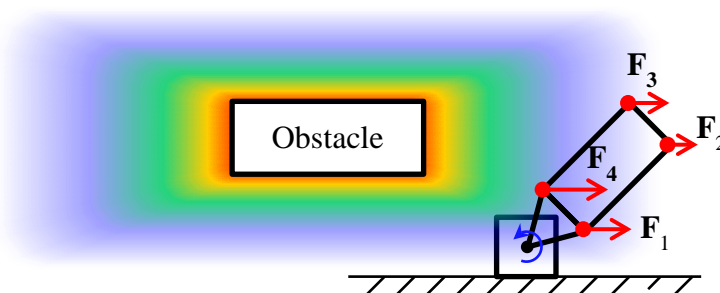


図 4-8 提案する斥力の印加方法

図 4-8 に示すように、全ての頂点の位置を考慮することで、中心位置のみを考慮する場合に比べて適したポテンシャル斥力の付与が可能となる。中心位置のみを考慮する場合と比べて、受ける外力の導出に必要な計算量が増加してしまうが、(ii)と同様の理由で、より最適な斥力が印加される方法を採用した。最終的なポテンシャル斥力の導出方法を図 4-9 に示す 2 リンクのアーム同士の接触回避を想定して述べる。

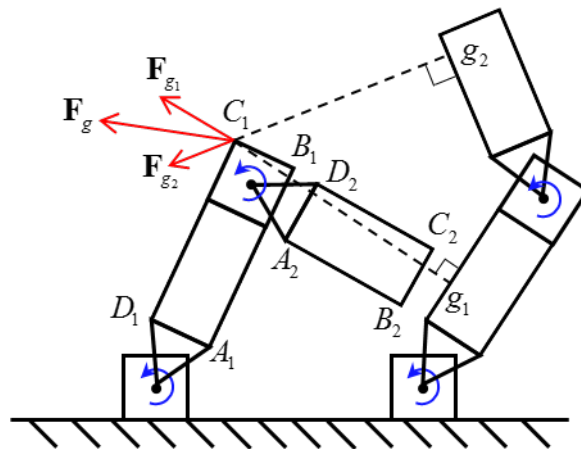


図 4-9 ポテンシャル斥力の導出方法

2本の2リンクロボットアームは、各アームのリンクが、リンク形状に沿った形のポテンシャル場を有している。左のアームの点 C_1 に着目する。 C_1 は回避対象である右アームのリンクとの最短距離を導出し、距離に応じた大きさのポテンシャル斥力を受ける。ポテンシャル斥力の導出を全てのリンクを対象に行い、最終的に C_1 が受ける力は、全てのポテンシャル斥力の合力となる。この斥力の導出を、全てのリンクの全ての頂点で行う。

(iv) 障害物と制御対象の距離の導出

(ii)で採用した、対象の形状に沿ったポテンシャル場を定義する場合、従来手法では対象の辺を、複数の点の集合とすることによって対応している。辺を構成する複数の点との最短距離をそれぞれ求め、もっとも距離の小さかったものを擬似的に最短距離として利用している。しかし、この手法は考慮すべき点の数が非常に増大してしまうため、計算量が莫大になってしまう。本節の接触回避制御はリアルタイム制御を想定しているため、計算量を減らすことの出来る距離の導出方法を提案する。提案する手法の最短距離の導出方法を、頂点 $ABCD$ によって定義された障害物と、制御対象の代表頂点 Q を用いて説明する。模式図を図 4-10 に示す。

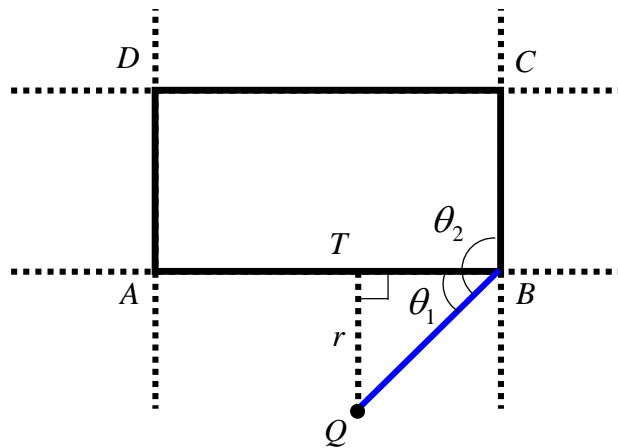


図 4-10 最短距離の導出方法(ケース 1)

図 4-10 中の T は障害物と Q の距離が最短となる点， r は最短距離を示している． Q との距離が最も小さい点を B とした場合， $\angle QBA$ を θ_1 ， $\angle QBC$ を θ_2 とする．最短距離 r を求めるために T がどの位置に有るかの判定を行っている．判定手順を以下に示す．

- ① Q と $ABCD$ の各頂点で，もっとも距離の小さいものを選ぶ．(図 4-10 の場合点 B)
- ② θ_1 ， θ_2 が鈍角か鋭角かを判定する．(図 4-10 の場合， θ_1 が鋭角， θ_2 が鈍角)
- ③ θ_1 ， θ_2 が鈍角，鋭角という関係にある場合，点 T は必ず鋭角側の辺に存在する．(図 4-10 の場合，辺 AB 上)
- ④ T の存在する辺と Q との最短距離を求める．

θ_1 ， θ_2 の鈍角，鋭角の組み合わせによって， T がどの辺の上にあるかを決定することが出来る．その他のケースを図 4-11，図 4-12 を用いて述べる

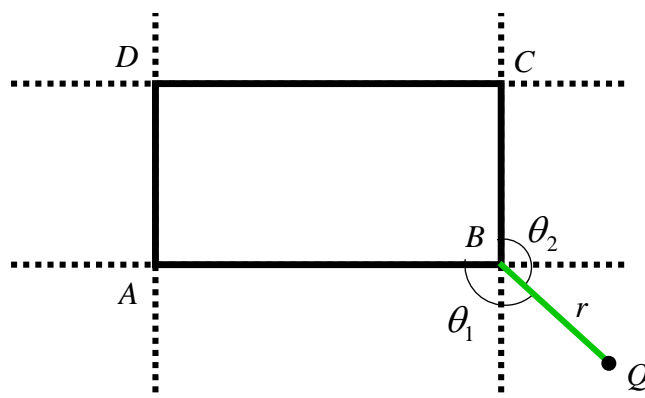


図 4-11 最短距離の導出方法(ケース 2)

先ほどの②の判定において、 θ_1 、 θ_2 双方が鈍角だった場合、 Q は図 4-11 に示す位置に存在する。その時最短距離となる点は、自動的に頂点 B となる。

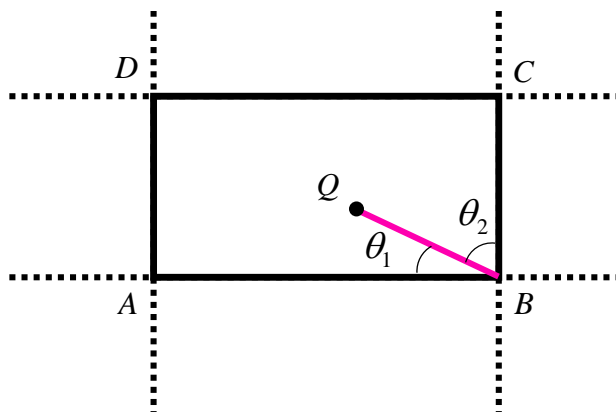


図 4-12 最短距離の導出方法(ケース 3)

仮に θ_1 、 θ_2 双方が鋭角だった場合、 Q は図 4-12 に示す位置にある。接触回避制御において、このようなケースになった場合、すでに接触している状態にあるので、直ちに停止命令が送られる。

(v) ポテンシャル関数の定義.

距離に応じたポテンシャル場の高さを定義するポテンシャル関数の設計を行う。図 4-13 のように障害物の座標 P を $\mathbf{p} = (p_x, p_y)$ 、制御対象の座標 Q を $\mathbf{q} = (x, y)$ とする。また、 QP をベクトル \mathbf{r} とする。

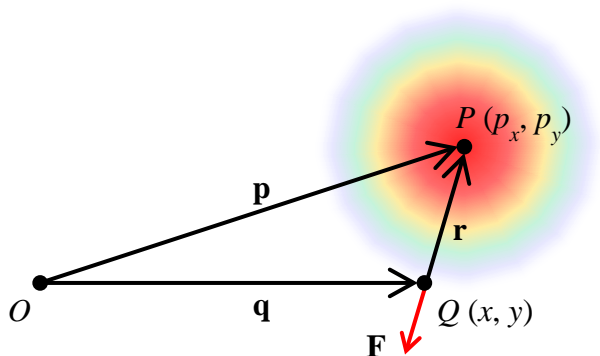


図 4-13 障害物と制御対象の座標

この時、本研究で使用するポテンシャル関数は以下の様に定義する。

$$U(\mathbf{q}, \mathbf{p}) = \frac{A}{a} e^{-a\sqrt{(\mathbf{p}-\mathbf{q}) \cdot (\mathbf{p}-\mathbf{q})}} \quad \dots(4-4)$$

ただし、式(4-4)中の A を斥力調整係数、 a を勾配調整係数とする。この時 Q の受ける外力 \mathbf{F} の大きさは U の勾配となるため、式(4-5)に示す形になる。

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} -\frac{\partial U}{\partial x} \\ -\frac{\partial U}{\partial y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{x - p_x}{\sqrt{(p_x - x)^2 + (p_y - y)^2}} A e^{-a\sqrt{(p_x - x)^2 + (p_y - y)^2}} \\ \frac{y - p_y}{\sqrt{(p_x - x)^2 + (p_y - y)^2}} A e^{-a\sqrt{(p_x - x)^2 + (p_y - y)^2}} \end{bmatrix} \quad \dots(4-5)$$

ここで、 Q と p の距離を r とすると、式(4-4)は以下の様に変化する。

$$U(r) = \frac{A}{a} e^{-ar} \quad (\because r = \sqrt{(\mathbf{p}-\mathbf{q}) \cdot (\mathbf{p}-\mathbf{q})}) \quad \dots(4-6)$$

また、ポテンシャル斥力 \mathbf{F} の絶対値 F は、式(4-6)より以下のようなになる。

$$F = -\frac{dU}{dr} = A e^{-ar} \quad \dots(4-7)$$

式(4-6)、(4-7)のグラフを図 4-14、4-15 に示す。

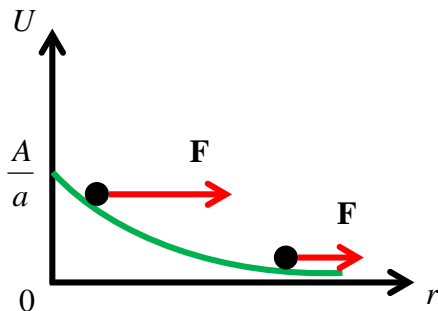


図 4-14 ポテンシャル場の形状

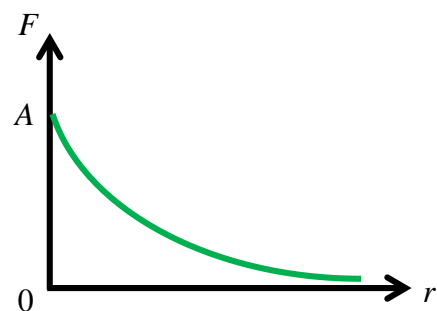


図 4-15 ポテンシャル斥力の変化

図 4-14 に示すように障害物と制御対象の距離 r が小さくなるほどポテンシャル関数 U の勾配が大きくなり、外力 F が大きくなる。その外力 F の変化を示したのが図 4-15 となる。従来の手法では、ポテンシャル場を定義する式には反比例が含まれるものがよく使用され

る。しかし、反比例を含む式は、距離が 0 近傍になった時に急激にポテンシャル勾配が大きくなるため、実機に実装した際、不必要に大きな力が入力されてしまう場合がある。このように、急激に大きな力を発生させると、制御対象に負荷をかけることになってしまう。本論文で提案する関数は、ポテンシャル斥力の最大値を斥力調整係数 A によって発生する斥力の最大値を自由に設定する事が出来るようになる。 A を変化させた場合の斥力のグラフを図 4-16 に示す。 A を大きくした場合緑の線の方に、小さくした場合は青の線の方にグラフが移動する。また、 F 軸とグラフの交点は常に A と等しくなる。 A によって斥力の最大値を決定した後、勾配の変化は α によって調整する事が出来る。 α によるグラフの変化を図 4-17 に示す。 α を大きくすると緑の線の方に、小さくすると青の線の方にグラフが移動する。

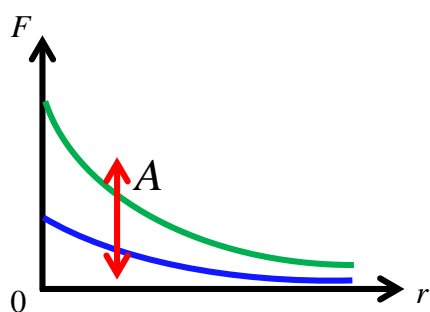


図 4-16 A によるグラフの変化

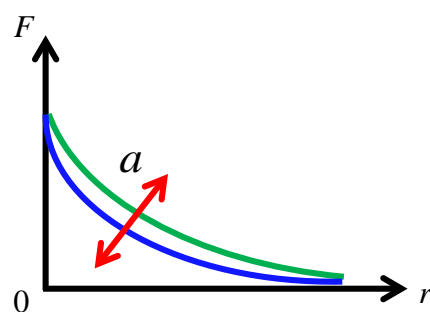


図 4-17 α によるグラフの変化

(i)~(v)までに提案したポテンシャル場を実際に適用した場合のグラフを図 4-18 に示す。

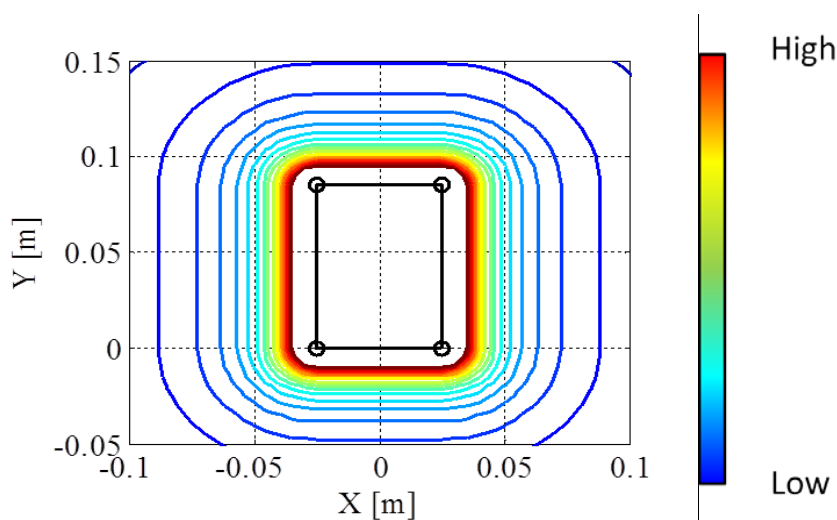


図 4-18 ポテンシャル場の形状

黒い線が障害物の形状、赤～青の線がポテンシャルの高さを示している。ポテンシャルの高さは赤、黄、緑、青の順で低くなっていく。

(vi) 相対速度の考慮

固定されたポテンシャル関数による接触回避は、制御対象がどのような状態でも与えられる斥力が同じになるという問題がある。アームの接近速度が大きくなった場合、接触のリスクが上昇してしまうため、ポテンシャル斥力も大きくする必要がある。しかし、すでに述べたとおり、大きすぎるポテンシャル斥力は動作を阻害する事にもつながる。そこで、本論文では、制御対象と障害物間の相対速度に応じて、斥力が変動するポテンシャル場を提案する。変動するポテンシャル場の模式図を図 4-19(a),(b)に示す。

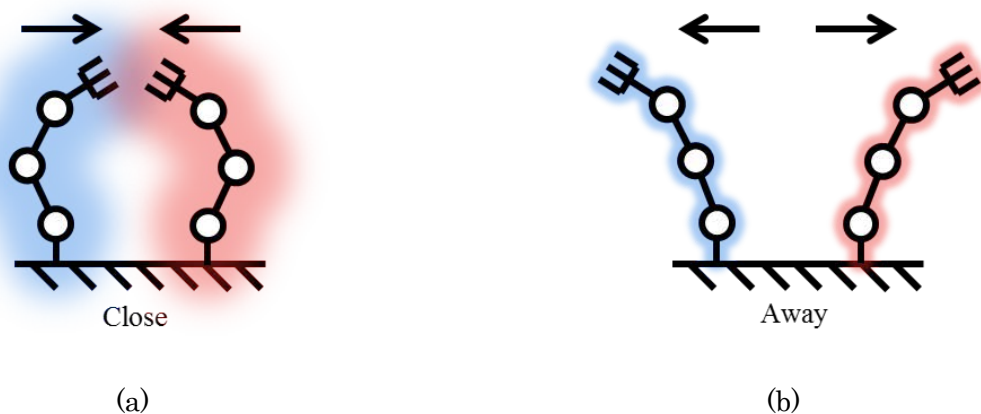


図 4-19 変動するポテンシャル場

図 4-19 は二本のアームがお互いに接触回避する状況を想定している。図 4-19(a)に示すように、アーム同士が接近する場合は、ポテンシャル場が大きくなり、図 4-19(b)に示すように、離れる場合はポテンシャル場が小さくなる。このように、接触リスクの大きくなる接近時のみポテンシャル場を大きくする事で、リスクを低減する。接触リスクが低くなる時はポテンシャル場を小さくする事で動作の阻害が発生する事を防ぐ。また、相対速度を使用する事で、図 4-20 に示すように、アームが同方向に移動している際は、ポテンシャル場を小さいままに保つことができる。

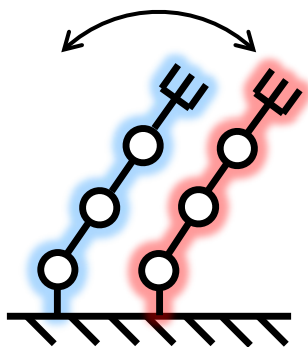


図 4-20 同方向にアームが運動する場合

提案する変動ポテンシャル場では、式(4-6)の斥力調整係数を以下の式(4-8)に示す形で変動させる。

$$\begin{cases} A = B(1 + c|v_r|) & (v_r < 0) \\ A = B & (0 \leq v_r) \end{cases} \quad \dots(4-8)$$

式(4-8)において B を斥力調整係数 A の最低値、 c を相対速度の重み係数、 v_r を相対速度とする。 v_r はアームが接近する方向を正としている。アームが接近する場合は相対速度に応じて斥力調整係数 A が増大し、相対速度が 0、またはアームが離れる場合は、 A が最低値として設定した値 B となる。このように変動させることで、接近時はポテンシャル斥力が大きくなる事で、接触リスクを低減し、それ以外の時は斥力が小さくなることで動作の障害を防ぐ。

4.3.2 過度な偏差拡大の抑制

本節で提案する接触回避制御器は、目標動作の達成に偏差制御器である PID 制御器を使用している。しかし、接触回避制御は、ポテンシャル斥力によって動作が変化する事を前提としているため、従来の目標動作との偏差が開きやすく、過度な入力が発生しやすい。図 4-21 に模式図を示す。

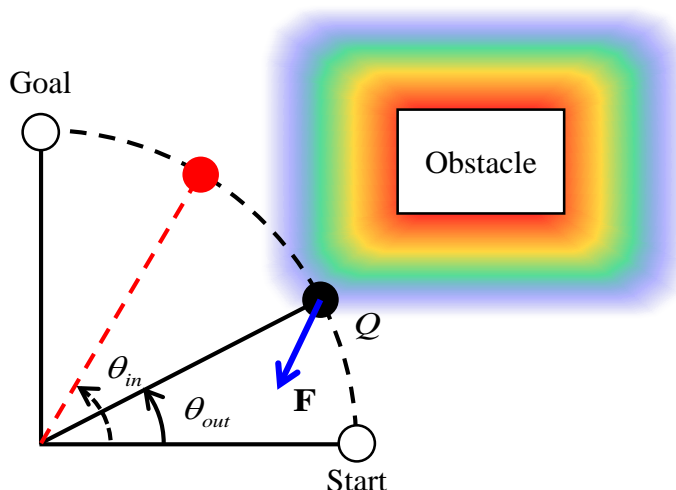


図 4-21 ポテンシャル場による偏差の拡大。

図 4-21 中の、黒丸に繋がる黒実線は、動作中のリンクを示しており、赤丸に繋がる赤破

線は、動作中のリンク目標位置を示している。実際のリンクはポテンシャル場から斥力を受けることで動作が変化するが、目標位置はポテンシャル斥力の影響を受けないため、そのまま動作してしまう。そのため、ポテンシャル斥力が無い場合に比べると、偏差が拡大しやすく、偏差制御器からの出力も大きくなりやすい。プラントへの大きな制御入力、オーバーシュートなど動作上の問題をおこしやすいため、制御入力が拡大する事を防ぐ必要がある。最も簡単な手法は、制御入力に対してサチレーションをかけることで、入力の最大値を決定してしまう事である。しかし、この方法では、入力が不連続となってしまうため、動作への悪影響が考えられる。そこで、本論文では、滑らかに偏差の拡大を防ぐための手法を提案する。

(i) 入力の定義

一般的に、ロボットアームの動作生成には始点と終点および移動時間を指定し、始点と終点を滑らかに結ぶために多項式で補間するという方法が用いられている[19], [20 小川君のやつ]。例えば、始点 x_0 、終点 x_f が与えられたとき、その間を時間の多項式で補間する際の境界条件が $(n + 1)$ 個あるとする。この条件を満たす多項式は、次のような n 次多項式になる。

$$x(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + \dots + a_nt^n \quad \dots(4-9)$$

本研究では、位置、速度、加速度を連続な入力としたいので、境界条件は以下のようになる。

$$\begin{cases} \text{初期条件：} & x(0) = x_0, \dot{x}(0) = 0, \ddot{x}(0) = 0 \\ \text{最終条件：} & x(t_e) = x_e, \dot{x}(t_e) = 0, \ddot{x}(t_e) = 0 \end{cases} \quad \dots(4-10)$$

ただし、式 (2.10) の初期条件の時間を 0、最終条件の時間を t_e 、始点の位置を x_0 、終点の位置を x_e とする。境界条件は 6 つであるから多項式は 5 次となる。したがって、式(4-9) は以下に示す形となる

$$x(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 + a_4t^4 + a_5t^5 \quad \dots(4-11)$$

式 (2.10) と式 (2.11) より、以下の式がそれぞれ導き出される。

$$x(0) = a_0 = x_0 \quad \dots(4-12)$$

$$\dot{x}(0) = a_1 = 0 \quad \dots(4-13)$$

$$\ddot{x}(0) = 2a_2 = 0 \quad \dots(4-14)$$

$$x(t_e) = x_0 + a_3 t_e^3 + a_4 t_e^4 + a_5 t_e^5 = x_e \quad \dots(4-15)$$

$$\dot{x}(t_e) = 3a_3 t_e^2 + 4a_4 t_e^3 + 5a_5 t_e^4 = 0 \quad \dots(4-16)$$

$$\ddot{x}(t_e) = 6a_3 t_e + 12a_4 t_e^2 + 20a_5 t_e^3 = 0 \quad \dots(4-17)$$

式(4-15)~(4-17)より式(4-18)が求まる.

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 3 & 4 & 5 \\ 3 & 6 & 10 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_3 \\ a_4 t_e \\ a_5 t_e^2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (x_e - x_0)/t_e^3 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad \dots(4-18)$$

式(4-12)~(4-14),(4-18)より, 式(4-11)は式(4-19)の形に変形する.

$$x(t) = x_0 + (x_e - x_0) \left(\frac{t}{t_e} \right)^3 \left\{ 10 - 15 \frac{t}{t_e} + 6 \left(\frac{t}{t_e} \right)^2 \right\} \quad \dots(4-19)$$

式(4-19)で t の変域は 0 から t_e までとなる. ここで, 式 (2.19) の変域を $t_s \leq t \leq t_e$ とした場合, 式(4-19)は式(4-20)に示す形になる.

$$x(t) = x_0 + (x_f - x_0) \left(\frac{t - t_a}{t_b - t_a} \right)^3 \left\{ 10 - 15 \frac{t - t_a}{t_b - t_a} + 6 \left(\frac{t - t_a}{t_b - t_a} \right)^2 \right\} \quad \dots(4-20)$$

式(4-20)に示す 5 次多項式を t による中間点の補間式として, 目標値の生成に利用する.

(ii) 偏差に応じた目標値の遅延

過度な偏差拡大を抑える方法として, 本論文では偏差に応じて目標値の進行速度を遅延させて入力することを提案する. 式(4-21)に目標角度の補間式と, 遅延条件に付いて述べた

式を示す.

$$\begin{cases} \theta(t) = \theta_0 + (\theta_e - \theta_0) \left(\frac{t-t_0}{t_e-t_0} \right)^3 \left\{ 10 - 15 \frac{t-t_0}{t_e-t_0} + 6 \left(\frac{t-t_0}{t_e-t_0} \right)^2 \right\} \\ t = t_n = t_{n-1} + \Delta t \frac{1}{1+d|e|} \end{cases} \quad \dots(4-21)$$

ただし、式(4-21)において、初期角度を θ_0 、最終角度を θ_e 、開始時間を t_0 、終了時間を t_e 、サンプリング時間を Δt 、目標値との誤差を e 、誤差の重み係数を d とする。また、 Δt はシミュレーションのサンプリング周波数を示している。関数 θ の変数 t は式(4-21)下の式によって定義されており、偏差 e が拡大すると、 t_n と t_{n-1} の間隔が狭くなり、 θ の進行速度が遅くなる。これにより、ポテンシャル斥力で制御対象の動作が変動して偏差が拡大したとき、それ以上の拡大が発生する事を回避する。この目標値の変更方法を、以後偏差抑制入力と呼ぶ。

(iii) シミュレーション上での検証

式(4-21)の偏差抑制入力を用いて、実際に目標値の生成をシミュレーション上で行ってみた。初期位置を 0、目標位置を 1 とし、2 秒時点から 5 秒時点までの間に滑らかに移動する動作を生成する。この時、図 4-22 に示す形で 3~5 秒の間に偏差を与え、生成された動作が遅延する事を確認した。実際に生成された動作を図 4-23 に示す。また、遅延量を分かりやすくするために、式(4-20)による、遅延の発生しない動作の生成も同時に行った。

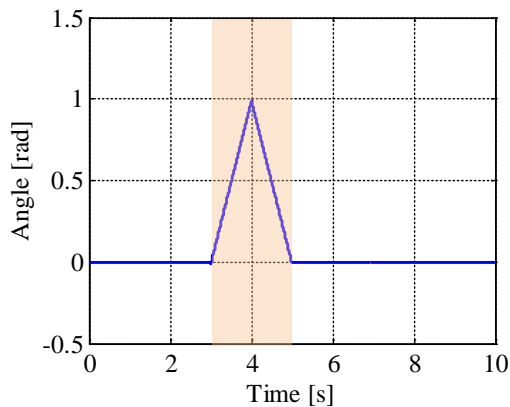


図 4-22 仮想偏差

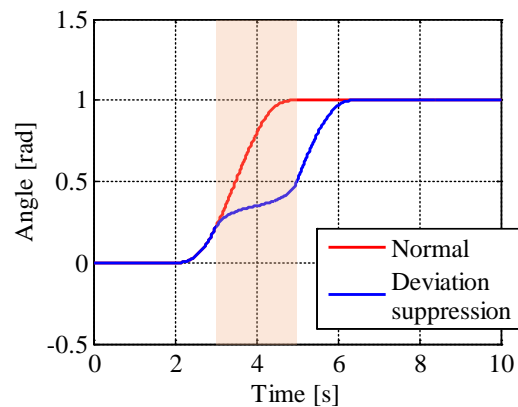


図 4-23 生成された目標値

図 4-23 で赤の実戦が遅延の無い動作、青の実戦が遅延した動作を示している。また、マゼンタの領域は偏差が発生した時間帯を示している。シミュレーションの結果、偏差発生時に遅延が発生し、偏差がそれ以上拡大する事を防いでいることが確認できた。

4.4 2リンクアームにおける衝突回避制御実験

4.3節で設計した変動ポテンシャル場，偏差抑制入力を用いて，実際に衝突回避の制御実験を行った．制御対象は2リンクのロボットアーム2本とし，わざと接触が発生する動作を目標値として入力し，衝突が回避される形に動作が変化する事を確認する．また，変動ポテンシャル，偏差抑制入力の効果を確認するために，従来の固定ポテンシャル場のみを利用した場合と，片方のみを使用した場合の制御も同時に行い．結果の比較を行う．

4.4.1 実験条件

実験時の動作目標を図4-24に示す．

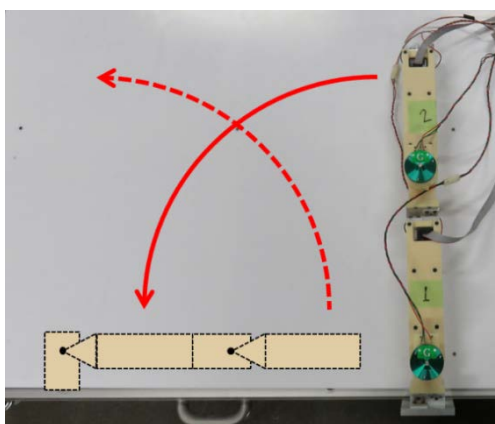


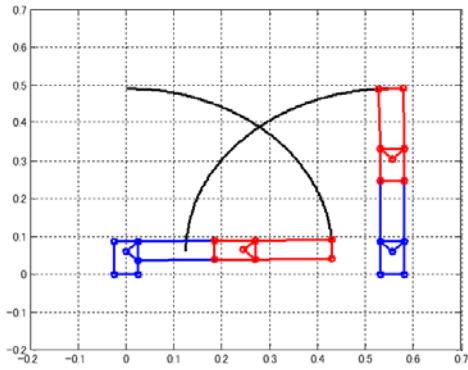
図4-24 動作目標

2本のロボットアームを，交差させる形で動作させる．安全のため，左側のアームは仮想的なモデルとした．また，ポテンシャル斥力の影響を観測しやすくするためと，ローカルミニマによる動作の停滞を回避するために，仮想モデルのアームはポテンシャル斥力の影響を受けないものとする．

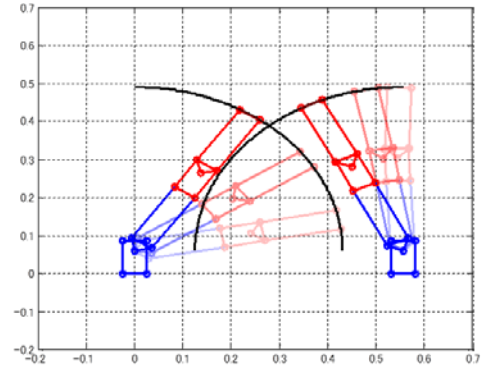
4.4.2 実験結果・考察

(i) 動作のプロット

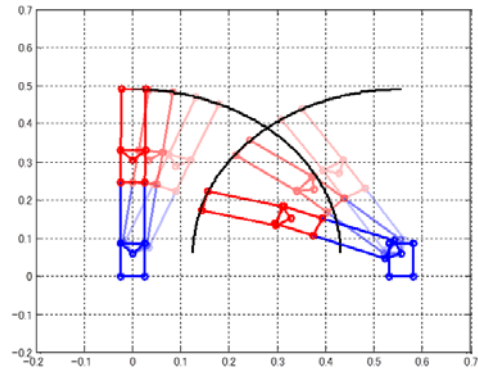
図4-25に変動ポテンシャル，偏差抑制入力を用いた場合の実験結果の動作の様子を示す．図4-25(a)(b)(c)(d)の各グラフは，実験の結果得られた，仮想モデルの関節角度時刻歴と，実機の関節角度時刻歴のデータから，動作の様子をプロットしたものである．(a)は動作の開始時，(d)は動作の終了時の様子を示しており，(b)，(c)は動作中の様子を示している．左側のアームが仮想モデル，右側のアームが実験装置の応答からプロットされている．(c)，(d)のアームは，色が濃くなるほど，終了時間に近い時刻の姿勢を示している．



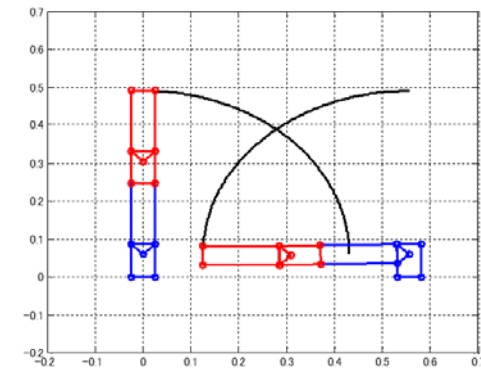
(a) $t = 0$ [s]



(b) $t = 0.8, 1.3, 1.7$ [s]



(c) $t = 1.9, 2.3, 2.8$ [s]



(d) $t = 4$ [s]

図 4-25 動作中の様子

図 4-25 の結果から、接触を回避しながら、目標位置までアームを動作させることに成功していることが確認できた。

(ii) アーム間最短距離による考察.

従来の固定されたポテンシャル場，変動ポテンシャル場，偏差抑制入力，全提案手法を用いた場合の各結果を比較するために，アーム間最短距離による比較を行った．最短距離は，代表点として，アーム先端内側の点からの距離の時刻歴を求めた．図 4-26 にグラフを示す．

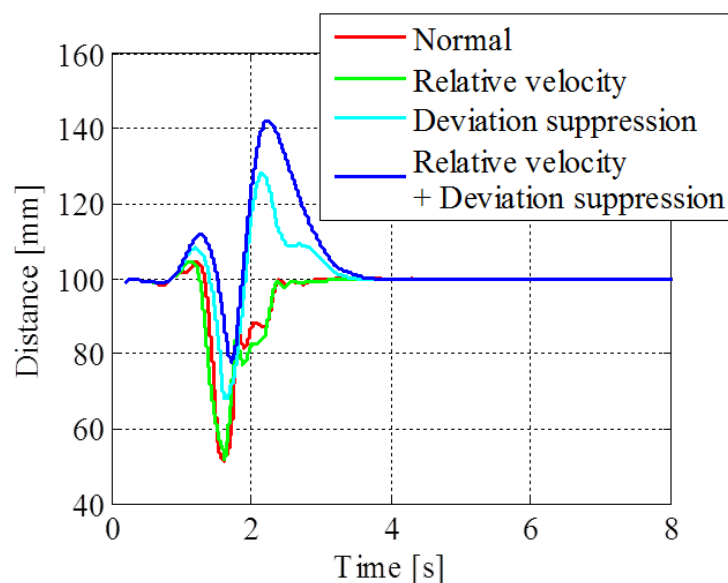


図 4-26 アーム間最短距離の時刻歴応答

図 4-26 は、右アーム先端内側の頂点から、回避対象である左アームのいずれかのリンクまでの最短距離の時刻歴応答を示している。値が大きいほどアーム間の距離が維持されていることを示している。赤い実線は従来のポテンシャル場、緑の実線が変動ポテンシャル場、水色の実線が偏差抑制入力、青の実線が提案手法を複合した場合の結果をそれぞれ示している。変動ポテンシャル場のみの動作では、従来手法と大きく変わらない結果となった。これは、偏差の拡大による、偏差制御器からの制御入力の増大によって、ポテンシャル場が変動した影響が相殺されてしまったためだと考えられる。偏差抑制入力のみを使用した結果では、偏差の拡大が抑制された結果、最も接近した場合の距離が改善した。また、目標値が遅延した結果、動作の終了時刻が従来手法や変動ポテンシャル場のみの結果と比べて 1 秒ほど遅くなった。また、提案手法を複合した制御器の結果では、他の全ての結果と比べて、最も接近した際の距離が改善された。単一では効果が確認できなかった変動ポテンシャル場が、偏差の拡大が抑制されたことで効果が確認しやすくなったことが、このような結果となった原因だと考えられる。

(iii) アーム先端速さによる考察.

核実験の結果得られた、アーム先端の速さの変化の時刻歴応答を図 4-27 に示す。ただし、図 4-27 中の黒い実線は、ポテンシャル斥力の影響が無かった場合の先端速度の予定値を示している。

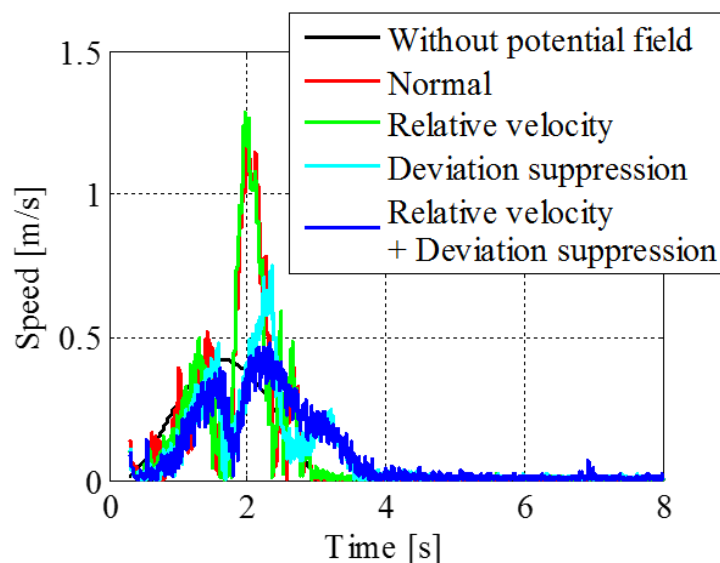


図 4-27 アーム先端速さ

各線の色は、図 4-26 の定義と同じである。アーム先端速度の結果でも、変動ポテンシャル場のみの結果では、従来手法と大きな差は確認できなかった。偏差抑制入力のみでは、発生した最大速度が従来手法の約半分となり、特に速度の抑制で有効に機能していることが確認できた。また、複合制御器を用いた結果では、目標値が遅延したことも考慮すると、本来の動作と比較して速度の定価しか発生しておらず、理想的な接触回避が行われていることが確認できた。

(iv) 終点との距離による考察

図 4-28 に、アーム先端と、終点との距離の時刻歴応答のグラフを示す。

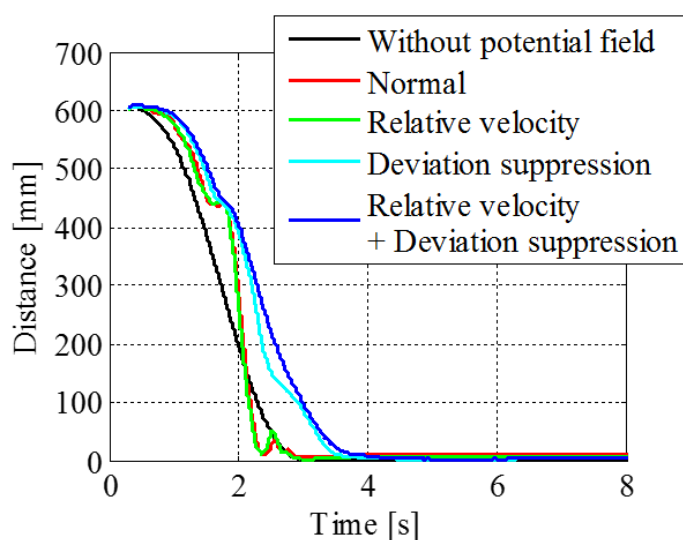


図 4-28 アーム先端と終点との距離

図 4-28 において、各実線の色の定義は、図 4-27 と同じである。従来手法と、変動ポテンシャル場のみを用いた結果では、制御をしなかった場合の結果よりも終点との距離が短くなっている点が存在する。これは、アーム先端がオーバーシュートをおこしていたことを示している。一方、偏差抑制入力の結果や複合制御器の結果では、全ての時刻でオーバーシュートの発生が抑制できていることが確認できた。

4.5 4 章まとめ

本章では、提案コンセプトを用いてポテンシャル法による障害物接触回避制御器のデザインを行い、実際に実験装置でその有効性を確認した。以下に成果をまとめる。

(i) 制御器の設計

滑らかな接触回避動作を実現するために、従来のポテンシャル法に変えて、以下の二種類の制御手法を提案した。

(i-a) 変動ポテンシャル場

制御対象のもつ速度によって接触リスクが上昇する事を防ぐために、接近動作時のみポテンシャル場が増大する変動ポテンシャル場を提案し作成した。

(i-b) 偏差抑制入力

偏差制御を利用する場合の、偏差の過度な拡大を防ぐために、偏差発生時に目標値が遅延する入力生成機を提案し作成した。

(ii) 制御実験

提案した二種類の障害物接触回避制御器を用いて、2本のアームの接触回避制御実験を行った。実験の結果、偏差抑制入力を用いることで、動作速度の増大やオーバーシュートの抑制で効果が得られることが確認できた。変動ポテンシャル場のみを用いた結果では従来手法と大きな差が得られなかったが、偏差抑制入力と組み合わせることによって、有効性が得られることが確認できた。

提案するコンセプトを用いて接触回避を目的とした制御器の設計を行い実験上で有効性が確認できた。提案コンセプトが実際に制御器設計で利用できる可能性が確認できた。

5章 提案コンセプトを用いた動作生成器のデザイン

5.1 従来の動作生成手法とその課題

高冗長性を持つ多関節ロボットに対する動作の生成手法としてこれまでに数多くの手法が提案されている[27][28][29][30][31][32]。これらの手法は、大まかに運動学的アプローチと動力学アプローチに分類できる。どちらのアプローチでもヤコビ行列の疑似逆行列[27]を導入し、その零空間を特定の評価指標によって最適になるように決定することで、冗長性を解決する[28]。運動学的アプローチでは、可操作性[29]や、障害物回避[30]、等が評価指標として利用され、ロボットの動作は関節角速度レベルで最適化される。また、動力学的アプローチでは、トルクの二乗和[31]や、運度エネルギー[32]などが評価指標となり、ロボット動作は関節角加速度レベルで最適化される。また、幾何学的アプローチとして、コンフィギュレーション空間を用いた手法も古くから利用されている[33][34][35]。コンフィギュレーション空間とはロボットの各関節角度を座標軸として定義された空間であり、空間上の点はロボットの姿勢と対応し、実空間でロボットが取りえない姿勢をコンフィギュレーション障害物として内包している。コンフィギュレーション障害物を避けながら初期姿勢と目標姿勢をつなぐ軌跡を生成することでそれを動作とする。軌跡の生成にはポテンシャル法[23][36]やルート探索[37][38]が利用される。ヤコビ行列を利用する手法は、疑似逆行列や零空間の導出、適切な評価指標の設定といった手順が必要になる。これらの導出や設定には高度な専門性が必要となる。また、末端部の軌跡などをあらかじめ設定しておく必要がある。さらに、動作の拘束条件が増えると、動作の切り分けや評価指標の設定が困難になっていく。コンフィギュレーション空間を利用する手法では、コンフィギュレーション障害物の重ね合わせができるため、複数の動作条件を守ることは容易である。しかしコンフィギュレーション空間の生成や経路探索において反復計算が必要であり、リアルタイムでの動作生成や、高自由度の対象には適用しにくいといった課題がある。

5.2 順ダイナミクスモデルを用いた動作生成

従来利用されてきた動作生成手法は、ヤコビ行列やコンフィギュレーション空間など、ロボットがアセンブリされた状態にならないと作ることの出来ない要素が必要となるため、提案するモジュール型のソフトウェアでは適用することが難しい。そこで、本論分では、順ダイナミクスモデルに着目した。田川研究室では、順ダイナミクスのフィードバック制御シミュレーションとその応答を利用した制御手法として、IDCS(Invers Dynamics Compensation via 'Simulation of feedback control systems')法が提案されている[39]。図5-1に手法の模式図を示す。

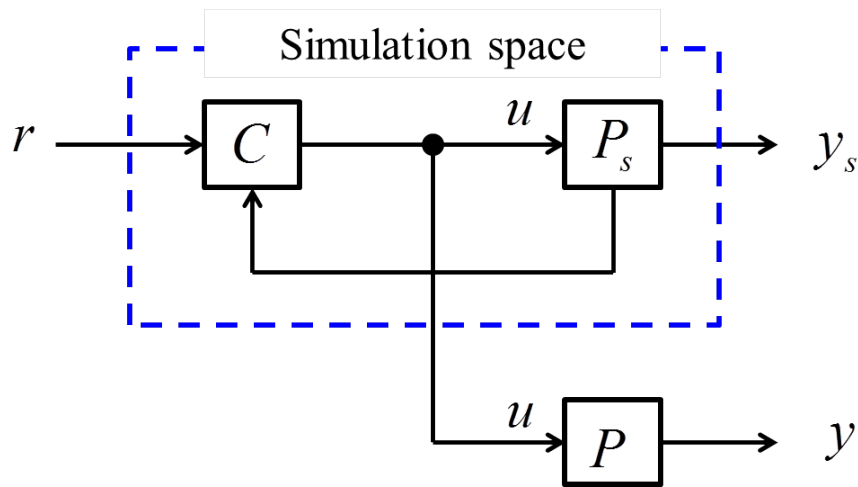


図 5-1 IDCS 法の模式図

IDCS 法とは、シミュレーション空間上で、仮想的な制御対象をフィードバック制御し、制御器から出力されたプラントへの入力を実際のプラントへ入力することによって、理想的な入力を得るという手法である。図中の r は目標値、 u はフィードバック制御器からのプラントへの入力を示している。フィードバック制御によって、プラント出力 y_s と r が一致したとき、 u は逆計算によって求めた入力とほぼ同じになると考えられる。その結果、シミュレーション領域は疑似的に制御対象の逆モデルとして機能する。不連続性を有するなど、逆モデルの生成が困難な対象の制御や、状態量のセンサリングが難しいために、フィードバック制御の難しい対象の制御において成果を上げている[39][40]。本論文では、この手法を動作生成に応用することを考えた。提案する動作生成器を図 5-2 に示す。

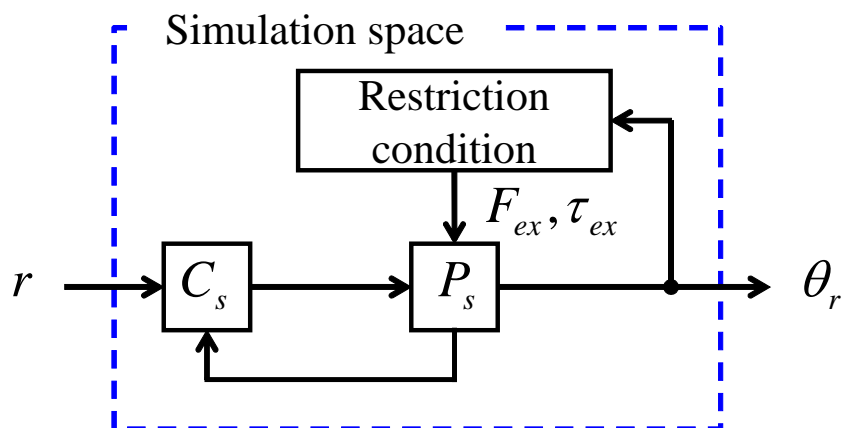


図 5-2 動作生成アルゴリズムのブロック線図

IDCS 法では、シミュレーション空間内の制御器の出力を利用していたが、提案手法では

モデルの応答そのものを利用する。図中の r は動作の目標を示している。Restriction condition ブロックでは、対象の動作における拘束条件が定義されている。各関節角度の変域や、トルクの上限、障害物との接触条件、または重心の位置などが定義されている。対象のモデルの応答が、拘束条件の境界に近づいた場合、逆方向の外力トルクや外力が対象のモデルに加わり、動作を拘束する。このように、拘束条件内に動作を制限された状態のモデルで、フィードバック制御シミュレーションを実施することで、モデルの出力 θ_r は拘束条件を満たした動作になる。対象をロボットアームと仮定した場合の制御の模式図を図 5-3 に示す。

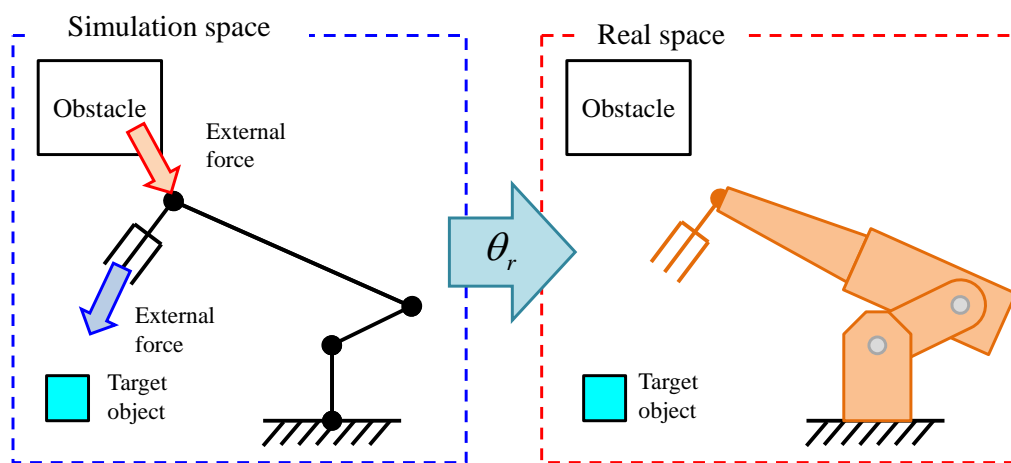


図 5-3 順ダイナミクスモデルを利用した動作生成手法模式図

対象をロボットアームと仮定すると、アーム先端の位置などが目標値として与えられる。フィードバック制御によって青矢印で示された外力がアーム先端に加わり、アーム先端の変位を目標位置まで移動させる。動作の途中に障害物などが接近した場合、反発力がアームに加わることで、モデルの応答は障害物を回避した動作に変化する。最終的に、モデルの応答を実機に対する目標値として利用する。このような手法を利用することで、以下のようなメリット・デメリットが発生すると考えられる。

(i) メリット

- ・冗長問題が発生しない

モデルの応答を利用するため、ロボットの冗長性による不良設定問題が発生しない。

- ・計算負荷が小さい

ヤコビ行列の疑似逆行列や、ゼロ空間の導出、また、動作生成中の反復計算が不要であり、一回のフィードバック制御シミュレーションで動作を得ることが出来る。

- ・複数の拘束条件を同時に考慮できる

外力や外力トルクは重ね合わせが容易であるため、複数の拘束条件を考慮するのが容易になる。

- ・ダイナミクスが容易

ダイナミクスモデルの応答を利用しているため、ダイナミクスを考慮した動作の生成が容易になる。

(ii) デメリット

- ・最適動作が生成される保証がない

拘束条件を満たす動作は生成されるが、その動作が常に最適かどうかの保証を得ることが出来ない。

- ・拘束条件に関与しない冗長関節を一切考慮できない

仮想外力に対する応答を利用しているため、仮想外力が加わらないリンクの動作を考慮することが出来ない。

提案手法のように、仮想的な外力を受ける順ダイナミクスモデルの応答を利用した動作生成手法として、有本らの提案する「仮想バネ・ダンパ仮説」が挙げられる[41]。この手法は、例えばロボットアームなどを対象とした場合、ロボットアームの順ダイナミクスモデルを用意し、仮想空間上でアーム先端とその目標位置を仮想的なバネとダンパによって接続し、動力学シミュレーションを行う。この仮想空間上でのシミュレーション動作の結果を、実際のロボットの目標動作として利用する。同手法は、関本らによって実験でその有効性が確認されている[42]。この手法は、冗長問題の解決のために提案された手法であるが、本論分ではこの手法をさらに拡張し、制約条件の考慮も可能としている

5.3 シミュレーション上での検証

提案する手法を検証するために、実際に動作生成のシミュレーションを行った。動作生成に利用するダイナミクスモデルは 3 章で制作した分割モデルを利用した。本シミュレーションでは多体システムの基本構造である、連続チェーンモデル、ツリーモデルに対して、それぞれに複数の拘束条件を与えて動作生成を行った。また、ツリーモデルのアーム先端位置の拘束によって、閉ループモデルが再現可能であることを検証した。

5.3.1 連続チェーンモデルでの動作生成

5.3.1.1 動作生成対象

提案手法を検証するために、はじめに、連続チェーンのロボットアームに対して、アーム先端(以下、“手先”と呼ぶ)位置を目標位置まで移動させる動作の生成を行った。また、複数の拘束条件が付与できることを確認するために、手先位置目標の他に転倒を回避するための重心位置の拘束を、新たな拘束条件として付与する。動作生成対象となる、連続チェーンロボットとして、図 5-4(a)に示す 3 自由度のロボットアームを想定した。

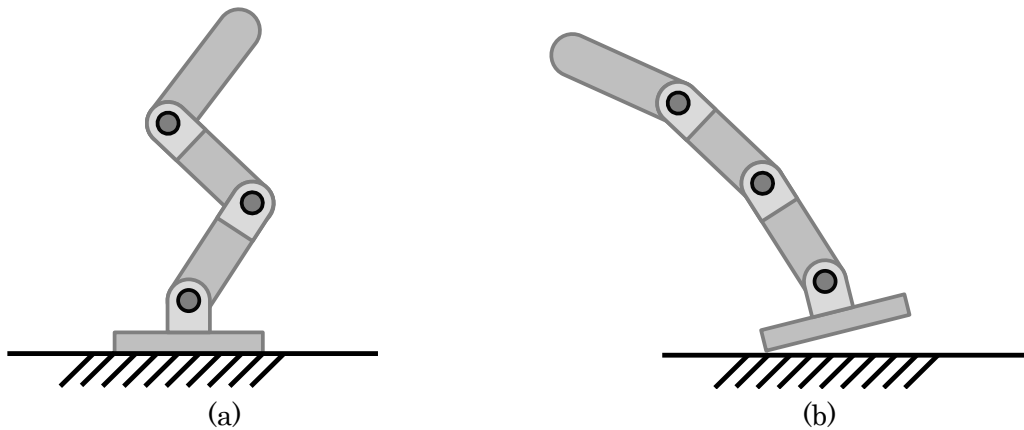


図 5-4 対象となる連続チェーンロボット

ロボットアームは、地面に固定されていない台座に取り付けられており、図 5-4(b)に示すように、姿勢によって転倒する可能性があるものとする。簡単化のために、全てのリンクには同一のパラメータを与えた。リンクのパラメータを表 5-1 に示す。

Table 5-1 Parameters of link

Mass	1 [kg]
Length	1 [m]
position of center of gravity	0.5 [m]
Moment of inertia	1 [kg・m ²]

5.3.1.2 連続チェーンモデルの動作目標

ここでは、以下に示す二つの条件を同時に満たす動作を生成する。また、各条件の模式図を図 5-5(a)および図 5-5(b)に示す。

(i)手先位置の移動

ロボットアームの手先の座標を、図 5-5(a)中の赤点で示す初期座標 $A(0,3)$ から、目標座標 $B(-1,0)$ まで動かすことを動作の目標とする。このとき、動作中の手先の軌跡は設定せず、制約条件を満たしながら目標座標 B まで到達することで目標達成とする。

(ii)重心位置の拘束

図 5-5(b)中の紫の点は、ロボットアームの重心位置を示している。転倒を回避するために、重心位置の x 座標を台座の幅の範囲に拘束した。重心が移動できる範囲は図 5-5(b)中の点線で挟まれた範囲のみとなり、それを動作の拘束条件とする。

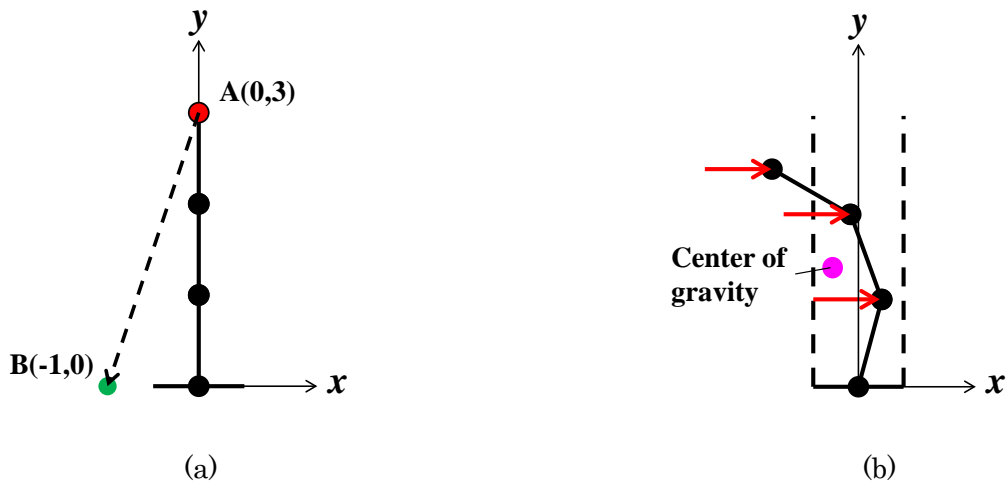


図 5-5 連続チェーンモデルの動作目標

5.3.1.3 仮想外力の計算

動作目標及び拘束条件を達成するための仮想的な外力の計算方法を以下に示す。

(i) 手先位置の制御

手先位置の制御には、仮想バネ・ダンパ仮説に基づいて目標位置方向への外力を加えた。仮想バネ・ダンパ仮説では、初期姿勢時にバネが伸びた状態にあるため、初期入力外力が大きくなってしまいう問題がある。文献[42]では、可変バネ・ダンパを用いることで初期の外力入力が大きくなることを回避していた。本論文内では、目標地点を変動させることで、初期外力入力が大きくなることを回避する。図 5-6 に制御の概要を示す。

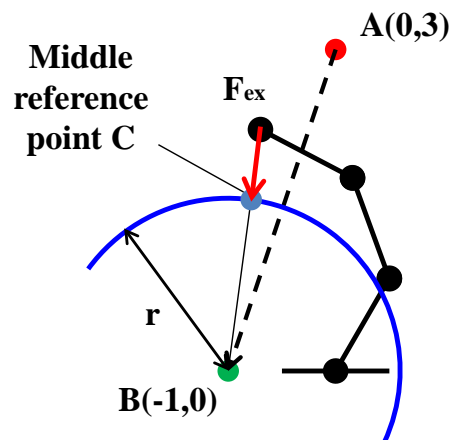


図 5-6 手先への外力の計算

最終的な目標点 B を中心とする円弧を定義し、円弧と手先位置との距離が最短となる点を、動作中の目標点 C とする。円弧の初期半径 r_0 は初期点 A と目標点 B の距離に等しく、半径を最終的に 0 にすることで、動作中の目標点 C と最終的な目標点 B が重なる。シミュレーション開始時、手先は円弧状にあるため初期偏差は 0 となり、初期外力入力も 0 になる。本シミュレーションでは、円弧半径は 10 秒間で 0 になるように与えた。半径の変動量は 5 次多項式による補間によって定義した。使用した式を式(5-1)に示す。

$$r = r_0 - r_0 \left\{ 6 \left(\frac{t}{t_e} \right)^5 - 15 \left(\frac{t}{t_e} \right)^4 + 10 \left(\frac{t}{t_e} \right)^3 \right\} \quad \dots(5-1)$$

式中の r は円弧の半径、 t は時間、 t_e は最終時間を示している。この式は 4 章の式(4-20)で求めた 5 次多項式による補間の式を用いている。

(ii) 重心位置の拘束

重心位置の拘束は、ポテンシャル法[24][25]に基づいて行う。重心位置が拘束領域の境界に近づいた場合、ポテンシャル法によって計算された反発力がアームに加わることで重心位置を逆方向へ動かす。使用した分割モデルは、関節部に力を入力することができるモデルであるため、反発力は関節部に加えた。また、多体システムは一つのリンクに対して外力を加えても重心の位置を制御できないため、全ての関節に対して反発力を加えた。外力付与の模式図を図 5-7 に示す。また、使用したポテンシャル関数を式(5-2)に示す。

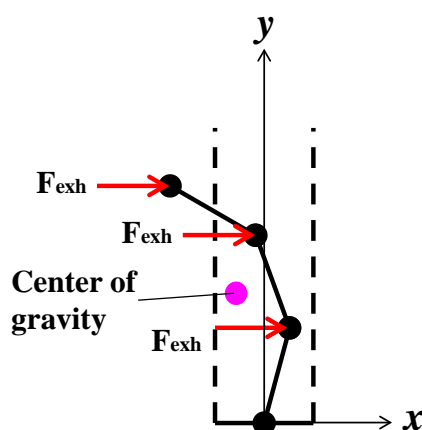


図 5-7 重心位置の拘束

$$U = \frac{A}{\alpha} e^{\alpha(G_x - G_{xlim})} + \frac{A}{\alpha} e^{-\alpha(G_x + G_{xlim})} \quad \dots(5-2)$$

式(5-2)は式(4-6)ポテンシャル関数を二つの境界に対して適用した式である。の式(4-6)と同様に A は斥力調整係数、 α は勾配調整係数を示している。 G_x は重心の x 座標を、 G_{xlim} は G_x の変域の上限を示している。本シミュレーションでは、計算が発散することを防ぐために、境界上のポテンシャル勾配が有限になる関数を使用した。また、重心の移動速度が増大することを防ぐために、仮想的な減衰を与えた。実際にロボットが受ける外力は以下の式(5-3)に示す形になる。

$$F_{ext} = Ae^{\alpha(G_x - G_{xlim})} - Ae^{-\alpha(G_x + G_{xlim})} - C_g \dot{G}_x \quad \dots(5-3)$$

式(5-3)は式(5-2)を G_x で微分したものに、仮想的な減衰力を加えたものである。式(5-3)中の C_g は仮想的な減衰係数を示している。本シミュレーションでの A 、 α 、および C_g は、試行錯誤的に値を決定した。各パラメータは A 、 α 、 C_g の順で決定した。それぞれ初期値を 1 とし、10 倍ずつ変化させ、滑らかな動作が生成できるパラメータを探した。実際に使用した各パラメータを、表 5-2 に示す。

Table 5-2 Simulation parameters

A	α	C_g
10	10	10

5.3.1.4 動作生成結果・考察

シミュレーションによって生成された動作を図 5-8(a)に示す。また、比較のために幾何学的アプローチであるコンフィギュレーション空間を用いて動作を生成した結果を図 5-8(b)に示す。図 5-8(a),(b)中の太線はロボットアームを示しており、色が濃くなるほど終点に近い時刻の姿勢を示している。赤い点は手先の初期位置、緑の点は手先の目標位置、赤い破線は重心を拘束した領域の境界をそれぞれ示している。青い破線は手先の軌跡、紫の実線は重心位置の軌跡を示している。二つの結果から、どちらも重心位置を拘束領域に収めたまま、手先を目標位置まで移動させる動作の生成に成功した。

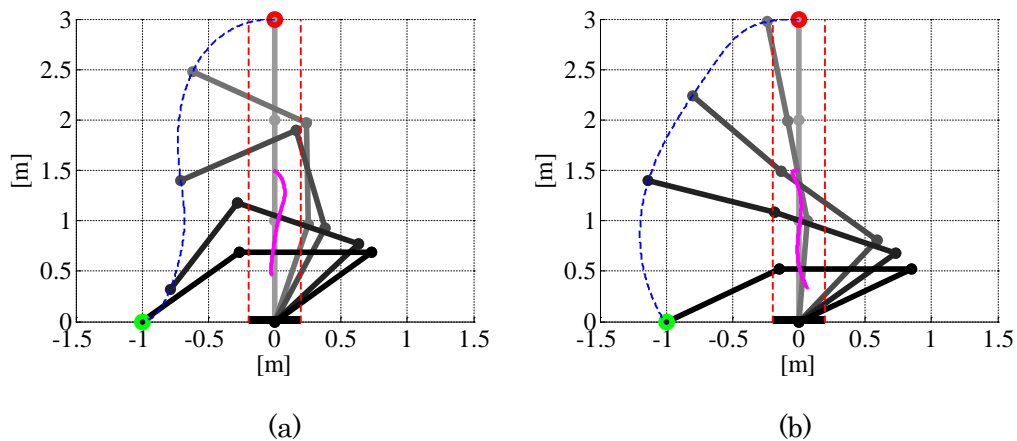


図 5-8 動作生成結果

続いて、各結果の関節角度時刻歴とその時に必要となる関節トルク時刻歴の比較を行う。まず、各関節角度、関節トルクの定義を図 5-9 に示す。また、関節角度時刻歴を図 5-10(a),(b)、関節トルク時刻歴を図 5-11(a),(b) に示す。ただし、関節トルク時刻歴は、重力に対して姿勢を維持するための要素が最大となってしまい、ダイナミクスを考慮した影響が確認しにくくなってしまう。そのため、提案手法の有効性を確認しやすくするために、重力による影響を排除したものを示す。それぞれの時刻歴応答は図 5-8 と同様に(a)が提案手法によって生成した動作の結果、(b)がコンフィギュレーション空間を利用して生成した動作の結果を示している。

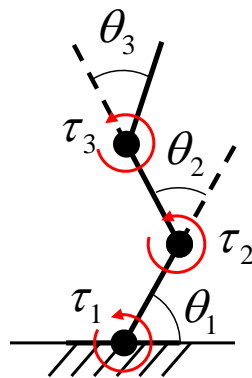


図 5-8 状態量の定義(連続チェーンモデル)

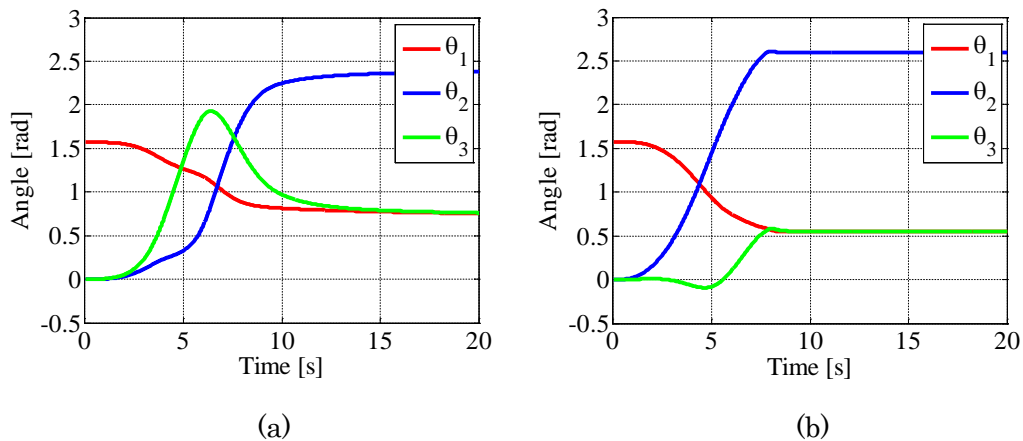


図 5-10 関節角度時刻歴応答

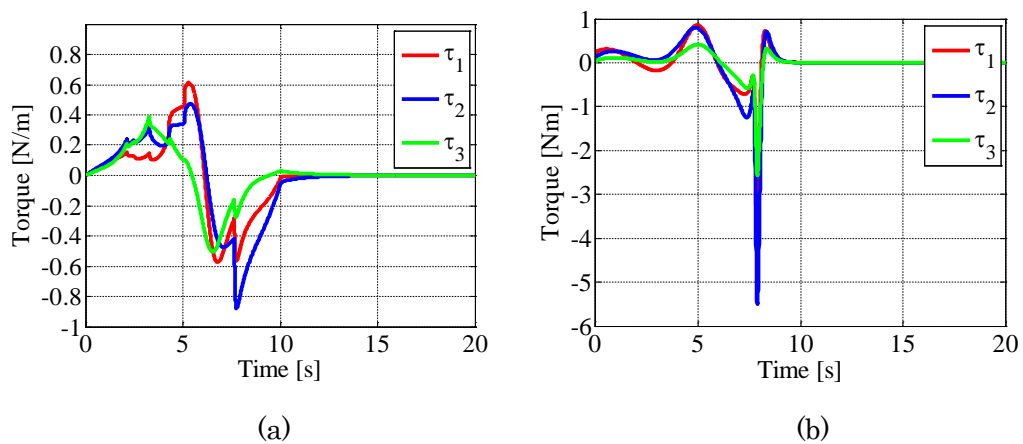


図 5-11 関節トルク時刻歴応答

図 5-10 の関節角度時刻歴の比較を見ると、特に θ_3 の動作が大きく異なっていることがわかる。これは、提案手法では手先に外力を加えて動作させることで、手先の軌跡が最短に近づくような動作が生成されるのに対し、コンフィギュレーション空間を用いた手法では、コンフィギュレーション空間内で最短に近い動作が生成されるために、各関節時刻歴は単調増加や単調現象に近づくことが原因と考えられる。続いて、図 5-11 の関節トルク時刻歴を見ると、図 5-11(a)の提案手法のトルク時刻歴から、開始時のトルクが 0 になっているため、中間目標点 C が想定通りに機能し、仮想バネ・ダンパ仮説の問題点を解消できていることが確認できた。また、図 5-11(b)のコンフィギュレーション空間を用いた結果では、8 秒時点で非常に大きなトルクが発生していることが確認できる。これはコンフィギュレーション空間を用いた手法は幾何学的アプローチであり、対象のダイナミクスを考慮できないために、実現性の低い動作を生成してしまったことが原因であると考えられる。図 5-11(a)の提案手法による結果では全時間で関節トルクが ± 1 [Nm]以内に収まっており、ダイナミクスモデルを利用することの有効性が確認できた。しかし、動作終了時間として想定した

10 秒時点の各時刻歴を見ると、図 5-10(a)の提案手法の関節角度時刻歴では動作が終了しておらず、やや遅れていることがわかる。それに対して、図 5-11(a)のトルク時刻歴を見ると、10 秒以降トルクはほぼ発生していない。これは、終点付近で目標点と手先位置の偏差が小さくなったことで、仮想的なバネによる外力が小さくなったことが原因と考えられる。これについては、バネやダンパを大きくすることや、弱い積分補償を利用することで対処が可能である。このシミュレーション結果から、仮想的な外力が、手先位置の制御のほかに、拘束条件を満たすうえでも機能することが確認でき、冗長性を有する多体システムの動作生成に有効であることが示された。

5.3.2 ツリー構造での動作生成

5.3.2.1 動作生成対象

双腕ロボットに代表される、複数の枝分かれを持つツリー構造のロボットでは、全ての肢が目標値を与えられるとは限らない。目標値を持たない肢を、動作の拘束条件を満たすことに利用できるかを検証するために、ツリー構造のロボットに対して、5.3.1 と同様の検証を行う。対象の模式図を図 5-12(a),(b)に示す。図 5-12(a)で示したロボットは、双腕ロボットを想定している。このロボットも 5.3.1 で扱ったアーム同様に固定されていない台座に取り付けられており、図 5-12(b)に示されるように、姿勢によって転倒する可能性があるものとする。各リンクのパラメータは 5.3.1 で扱ったリンクと同様の値を使用した。また、このモデルも、2 章で提案した分割されたモデルを使用して構成する。

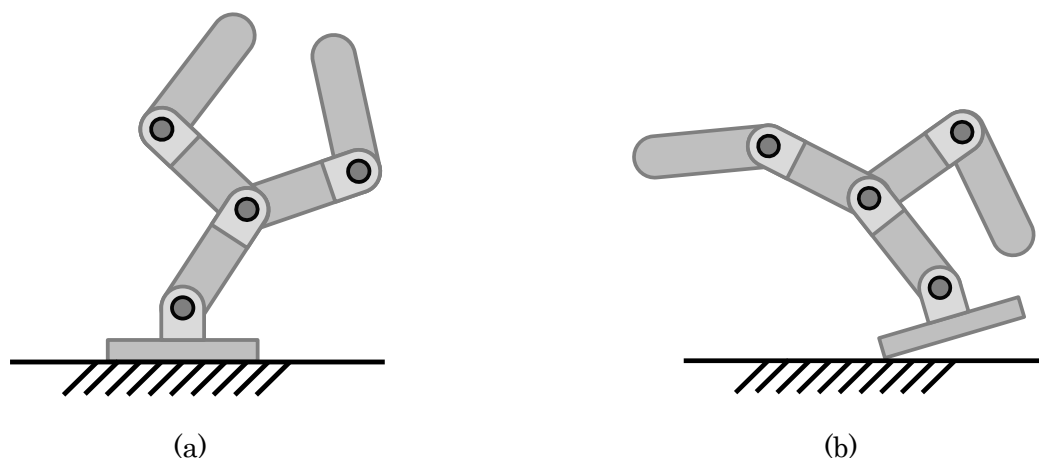


図 5-12 対象となるツリー構造ロボット

5.3.2.2 ツリー構造モデルの動作目標

双腕ロボットの動作目標と拘束条件の模式図を図 5-13(a),(b)にそれぞれ示す。台座に接続されたリンクを胴体とし、実線で示された腕を左腕、破線で示された腕を右腕とそれぞれ定義する。

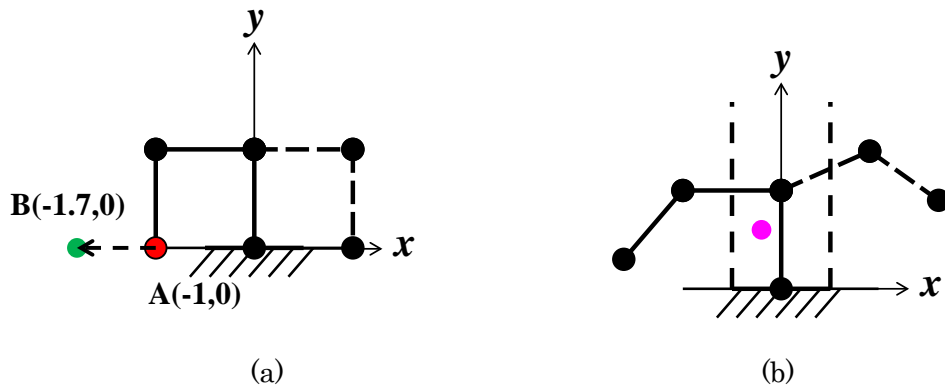


図 5-13 ツリー構造モデルの動作目標

(i) 左腕手先位置の移動

図 5-13(a)中の赤点は双腕ロボット左腕の先端(左手先)の初期位置 $A(-1, 0)$, 緑の点は左手先の目標位置 $B(-1.7, 0)$ を示している. 左手先位置を, 点 A から B まで移動させることを双腕ロボットの動作目標とする. この時右腕は自由端とする. また, 動作中の手先の軌跡は設定せず, 制約条件を満たしつつ最終的に目標座標 B にたどり着くことで目標達成とする.

(ii) 重心位置の拘束

図 5-13(b)中の紫の点は双腕ロボットの重心位置を示している. 転倒を回避するために, 重心の x 軸方向の移動範囲を台座の幅に拘束する. 5.3.1.2 の拘束条件と同様に, 図 5-13(b)中の破線で挟まれた範囲が重心の移動できる範囲となる.

5.3.2.3 仮想外力の計算

(i) 手先位置の制御

5.3.1.3(i)のロボットアームの制御と同様に, 仮想バネ・ダンパ仮説と, 目標地点 B を中心とし, 収縮する円弧状の目標値を利用して制御する. 本シミュレーションでも円弧半径の初期値は初期姿勢 A と目標地点 B との距離に等しく, 5 秒間で 0 になるように設定する. r の変動量は 3.1 同様に 5 次多項式による補間によって与えた.

(ii) 重心位置の制御

5.3.1.3(ii)と同様に, ロボット全体に加わる外力によって, 重心の位置を制御した. 重心位置が拘束範囲の境界に近づくと, 逆方向への外力がロボット全体に加わることで, 重心位置を制御する. 外力の計算はポテンシャル法に基づいて行った. ポテンシャル関数は 5.3.1.3(ii)の式(2)と同様の式を用いた. また, 5.3.1.3(ii)と同様に, 重心の移動速度が増大することを防ぐために, 仮想的な減衰を加えた. このときのポテンシャル関数のパラメータ

や、仮想的な減衰の値は、5.3.1.3(ii)と同様の値を使用した。

5.3.2.4 動作生成結果・考察

生成された動作を図 5-14 に示す。図 5-14 中の太線は双腕ロボットを示しており、色が濃くなるほど、終了時間に近い時刻の姿勢を示している。赤い点は左手先の初期位置、緑の点は左手先の目標位置、赤い破線は重心を拘束した領域の境界をそれぞれ示している。青い破線は左手先の軌跡、紫の実線は重心位置の軌跡を示している。図 5-14 の結果から、重心位置を拘束領域内に保ちながら、左手先位置を目標位置まで移動させる動作の生成に成功した。この時の各関節角度および各関節トルクの定義を図 5-15 に示す。また、各関節角度の時刻歴と関節トルクの時刻歴を、それぞれ図 5-16、図 5-17 に示す。ただし、関節トルクは、5.3.1.4 と同様の理由から、重力の影響を取り除いたものを示す。

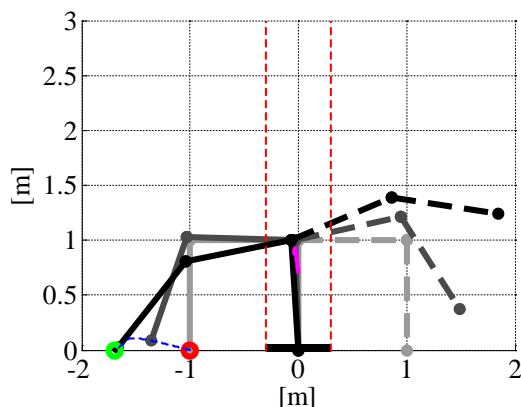


図 5-14 動作生成結果

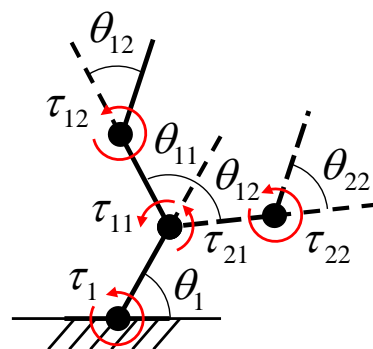


図 5-15 状態量の定義

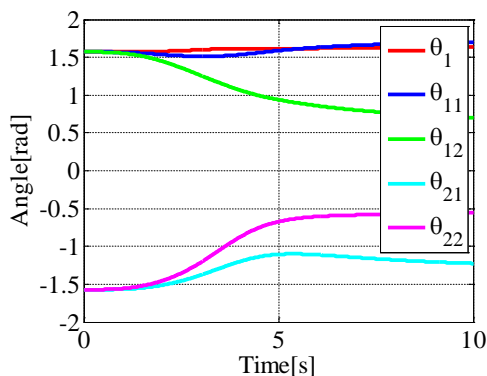


図 5-16 関節角度時刻歴応答

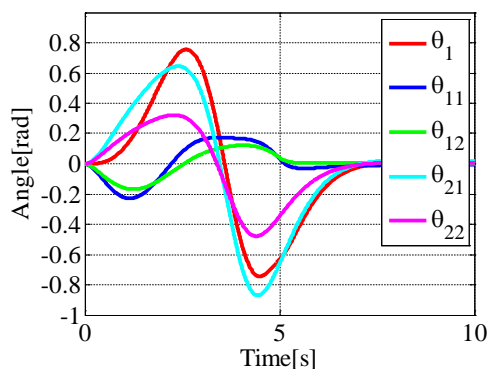


図 5-17 関節トルク時刻歴応答

図 5-13 の結果から、目標を与えていない右腕が、重心位置を維持するために自動的に動いていることが確認できる。図 5-16 の間接角度時刻歴からも、右腕と左腕がほぼ同時に逆方向に動作することで、重心位置を維持しようとしていることが確認できる。図 17

の間接トルク時刻歴を見ると、動作終了時間として想定した5秒以降に着目すると、目標を達成した左腕は入力トルクがほぼ0になるのに対して、右腕は重心位置の維持のためにしばらくトルクが入力され続けていることが確認できる。これは、左腕への仮想外力は手先を目標位置まで動かすための仮想バネ・ダンパ仮説に基づいて計算された要素が支配的であったのに対し、右腕への仮想外力は、重心位置を維持するためのポテンシャル法に基づいて計算された要素が支配的であったことが理由である。このように、目的に応じた仮想外力によって、各腕の動作を同時に生成できることが確認できた。このことから、目標御を持たない自由な肢を利用する上でも、提案手法が有効であることが確認できた。

5.3.3 閉ループ構造での動作生成

5.3.3.1 動作生成対象

閉ループ構造は、パラレルリンク機構やモーシオンベースなどで利用されている構造であり、一つのリンクを複数のアクチュエータで動作させるため、より大きな力で動作させることが出来る。そのほか、単一の関節で構成した構造よりも、堅牢な構造が実現できるというメリットを持つ。しかし、閉ループ構造は、閉ループであることを維持することそのものが幾何学的拘束条件となる。そのため、ダイナミクスまで考慮した動作を生成することが困難な場合がある。また、双腕ロボットなどは作業中に閉ループ構造になる場合がある。そのような状況下でも提案手法が機能することが可能かを検証する。対象として、作業中に両手でワークを把持した状態になった双腕ロボットアームを想定した。双腕ロボットのパラメータは5.3.2で使用したものと同一ものを使用する。本シミュレーションでは閉ループ構造の再現が可能であるかの検証を目的とするため、転倒は考慮しない。対象の模式図を図5-18に示す。本シミュレーションは閉ループ構造の維持が可能かのみを検証するため、簡単化の為に転倒は考慮しないものとする。

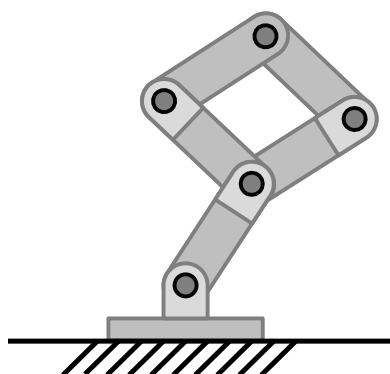


図 5-19 動作生成対象となる閉ループ構造ロボット

5.3.3.2 閉ループ構造モデルの動作目標

閉ループ構造の動作目標の模式図を図 5-19 に示す。本シミュレーションで使用するモデルは 5.3.2 で使用した双腕ロボットと同一物とした。図 5-19 中の赤丸で示した部分が連結部であり、この状態で、赤で示したリンクを赤矢印の方向にそれぞれ 45° 動作させ、動作中に連結状態を維持する事を動作の目標とする。

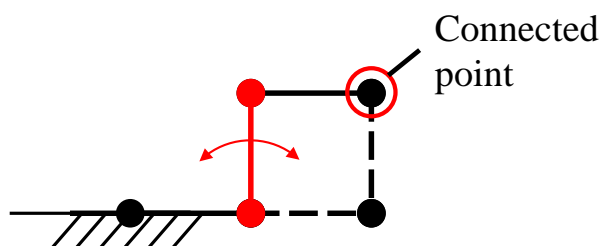


図 5-19 動作目標及び拘束条件の模式図

5.3.3.3 仮想外力の計算

手先の連結は、仮想バネ・ダンパ仮説に基づいて行った。連結の模式図を図 5-20 に示す。両腕の手先を非常に固い仮想的なバネとダンパによって接続する。手先の間に偏差が生じた場合、双方の手先にもう一方の手先方向への外力が発生する事で、連結状態を維持する。この時使用した仮想的なバネとダンパの値は、試行錯誤的に決定した。手先の連結に使用した仮想的なバネとダンパの値を表 5-3 に示す。

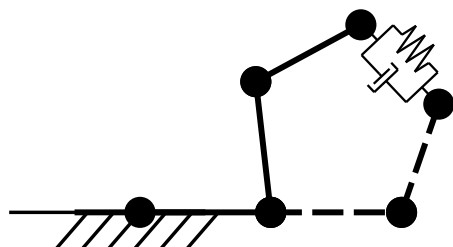


Table 5-3 Simulation parameters

Kv	Cv
30	15

図 5-20 仮想バネ・ダンパによる手先の連結。

5.3.3.4 動作生成結果・考察

生成された動作を図 5-21 に示す。太線はロボットの姿勢を示しており、色が濃くなるほど終了時間に近い時刻の姿勢を示している。また、その時の関節角度時刻歴応答を図 5-22 に示す。各関節角度の定義は図 5-14 と同じである。

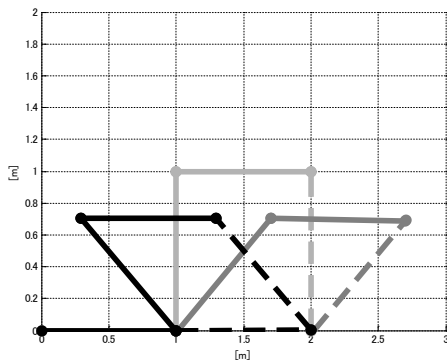


図 5-21 生成された動作

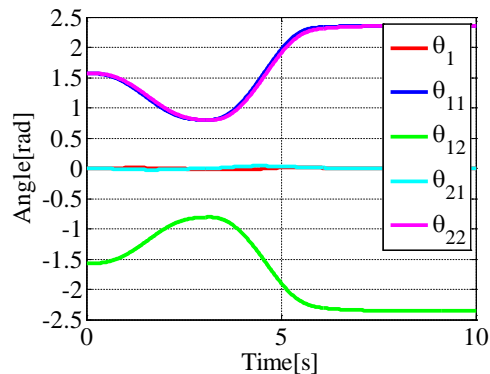


図 5-22 関節角度時刻歴応答

図 5-21 の結果から，提案手法を利用する事で，ツリー構造のモデルを閉ループ構造のモデルとして維持させることが出来ることが確認できた．本シミュレーションの対象の場合，閉ループ部はひし形になる．そのため，閉ループが完全に維持できている場合は $\theta_{11}+\theta_{12}=0$ ， $\theta_{21}+\theta_{22}=0$ の関係が常に成り立つ．図 5-22 の関節角度時刻歴応答からその関係をほぼ維持できているが確認できる．わずかに誤差が発生しているが，これは仮想空間の手先はバネによって拘束されており，バネは変位が発生しないと力を発生させない事が原因である．しかし，提案手法は最終的にシミュレーション結果を変位目標として実際のロボットに入力することを想定しており，ロボットの各関節の制御器の強さを調節することによってその誤差を吸収することができる．閉ループ構造は幾何学的拘束を持つため，ダイナミクスモデルを作ることがほかの構造に比べて難しくなることが多いが，提案する手法を用いることによって，連続チェーンやツリー構造のモデルを閉ループ構造のダイナミクスモデルとして代用できることが確認できた．

5.4 5章まとめ

本章では，仮想的な外力によって動作を制限されたダイナミクスモデルを用いることで，多体システムの動作生成を行う手法の提案と，シミュレーションでの検証をおこなった．提案手法では，拘束条件を仮想的な外力によって表現し，ダイナミクスモデルに加えることで動作を制限する．その条件下でフィードバック制御シミュレーションを行うことで，シミュレーション結果は拘束条件を満たした動作となり，その結果を生成した動作として用いる．提案手法の有効性を検証するために以下のシミュレーションを実施し，それぞれの知見を得た．

(i) 連続チェーン構造モデルでのシミュレーション

仮想的な外力によって複数の拘束条件が付与できることを確認するために，ロボットアームを模した連続チェーンモデルに対して，アーム先端座標の制御と，重心位置の拘

束を付与し、動作生成を行った。また、比較対象として幾何学的アプローチであるコンフィギュレーション空間を用いた手法でも同様の条件で動作生成を行い、結果を比較した。シミュレーションの結果、提案手法によって複数の拘束条件を満たした動作の生成に成功した。この結果から、複数の拘束条件を付与する上で、提案手法が有効に機能することが確認できた。また、結果の比較によって、特に関節トルクの観点において、ダイナミクスモデルを利用することの有効性が確認できた。

(ii) ツリー構造モデルでのシミュレーション

提案手法がツリー構造の、目標を持たない肢の利用に有効かどうかを確認するために、双腕ロボットを模したツリー構造のモデルに対して、片方の肢のアーム先端座標の制御と、(1)のシミュレーションと同様の拘束条件を与えて動作生成シミュレーションを行った。シミュレーションの結果、目標を持たない肢を利用して重心位置を制御する動作の生成に成功した。この結果から、目標を持たない自由な肢の利用において、提案手法が有効であることが確認できた。

(iii) 閉ループ構造でのシミュレーション

構造自体が幾何学的な拘束条件になっている閉ループ構造を、両アーム先端を連結したツリー構造モデルで再現できる事を確認するために、両アームの先端を仮想外力によって拘束し、動作させるシミュレーションを行った。シミュレーションの結果、両アーム先端の連結状態を維持したまま動作させることに成功した。常に幾何学的拘束条件を持つために、ダイナミクスモデルの作成や、動的拘束条件の考慮が難しい閉ループモデルに対して、提案手法を利用することで容易にモデルの作成や条件の付与が行えることが確認できた。

各シミュレーションで動作生成器が有効に機能したことから、提案するコンセプトが動作生成器のデザインでも利用できる可能性が確認できた。また、デザインした動作生成器の課題として、拘束条件の付与に利用する仮想外力の最適な大きさを決定する手法の検証が必要である。

6章 実用時の課題と対策(柔軟関節への対応)

6.1 トルク計を持つロボットとその問題点

KUKA LWR[43]等を代表として、力制御を可能とするロボットは関節にトルク計を搭載している。人と接触するロボットは安全性のためにトルク制御は重要な項目であり、工業用ロボットの場合でも組み付け力などの制御で、トルク計を実装したロボットの利用が増えてきている。以下の図 6-1 にトルク計を持つロボットの関節の模式図を示す。

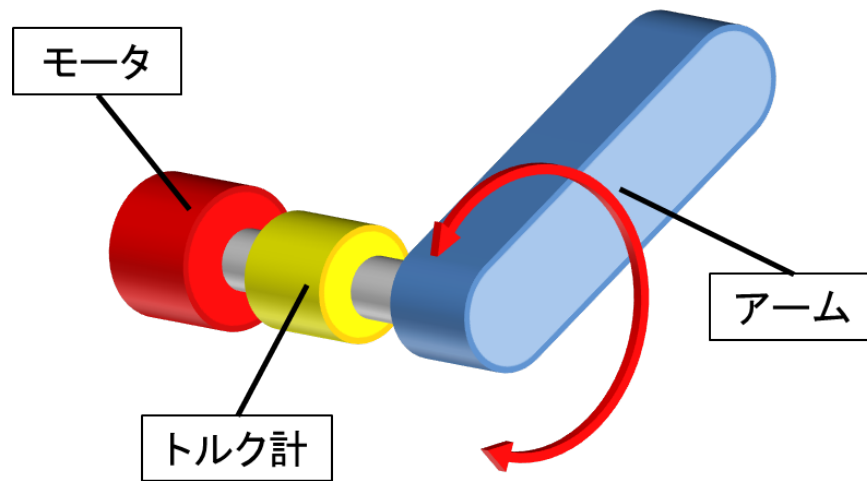


図 6-1 トルク計を持つロボットの関節の模式図

図 6-1 に示されるように、トルク計はモータの出力軸とアームの間に取り付けられる。トルクを測定する原理は、磁歪式、摩擦式等がある。磁歪式トルクセンサは、測定軸部に異方性を持った磁歪材を軸方向に対して 45 度の角度で取り付け、その部位の透磁率を測定している。軸にトルクが印加されると、圧縮応力または引張応力が選択的にかかる事で、磁歪材部の透磁率が変化し、その変化量からトルクを推定する[44]。摩擦型トルクセンサは、摩擦型ひずみゲージを用いて、ゲージと測定軸間の界面の摩擦力から測定軸のひずみ量を測定し、トルクを推定する[45]。いずれの手法も軸の変形量を測定する事でトルクを推定しているため、トルク計を持つロボットは図 6-1 の赤矢印で示す方向に関節が柔軟性を持つてしまう。柔軟性を介しての位置制御は一般的にモデルの複雑化や応答遅れの影響で困難とされている。しかし、柔軟性を無視した場合、先端部の振動など動作への悪影響が現れる。また、提案手法のモデルは、トルクのみが発生する理想的な関節を想定しているため、関節に柔軟性を持つ対象に適用する事が出来ない。このような対象に提案するコンセプトを適用する場合、モデルに柔軟性を取り込むか、柔軟性を抑制する制御器が必要となる。

6.2 従来の振動抑制法と課題

柔軟性を有する多体システムの振動抑制は多くの手法が提案されている[46][47][48][49][50]. 中西らは、最適レギュレータによる状態フィードバックを行う事で減衰特性を与え、振動の抑制を図っている[46]. 福田らは高自由度の振動系を一自由度系の拡張と捉えることで、単純な制御器によるローカルフィードバック制御を実施している[47]. 齋藤らは外乱オブザーバとアーム先端情報として加速度センサを用いることで、先端位置の推定と制御に成功している[48]. また、柔軟構造物を制御する場合、スピルオーバー不安定リスクを無視することはできない. 吉田らはスピルオーバーを考慮した際の制御器構造の制約条件を定式化し、低次元化モデルにおける最適制御器の設計を行っている[49]. 原田らはポジカスト制御に基づいて、振動を抑制する入力をインパルス的に行う事で、振動の抑制を行っている[50]. これらの手法はすべて、バネ性を考慮したモデルを対象として制御手法の設計を行っている. しかし、柔軟多体システムを分布定数系としてモデル化するには偏微分方程式を解く必要があり、その導出過程は複雑なものとなっている.

6.3 ノッチ特性を利用した振動抑制

柔軟性を有する対象は必ず一つ以上の固有振動数を有しており、固有振動数以外の入力に対してはほとんど振動しないことが知られている. 日野らは、プラントに対する入力から、高次の固有周波数成分を排除することで、低次のモデルを対象とした制御器でも振動抑制が可能であることを実験によって示している[51]. 文献[51]では、高次の振動をノッチ特性によって抑えることで、モデルの低次化と、ロバスト安定性の確保に成功している. 本論文では、その手法に着目し、1次の固有振動数を排除することで、対象を剛体として扱えるようにする手法を提案する.

6.3.1 制御器のコンセプト

本論文では、ノッチフィルタを用いて固有周波数成分がプラントに入力されることを防ぐ. しかし、フィードバック制御を考慮した場合、プラントの直前にノッチフィルタを設置した場合、ループ全体の応答特性が変化してしまうため、理想的な制御性能を得ることが出来なくなってしまう. そこで、本論文ではDMM制御器設計手法[52]を用いて、フィードバックループ特性がノッチ特性を持つような制御器の設計を行う.

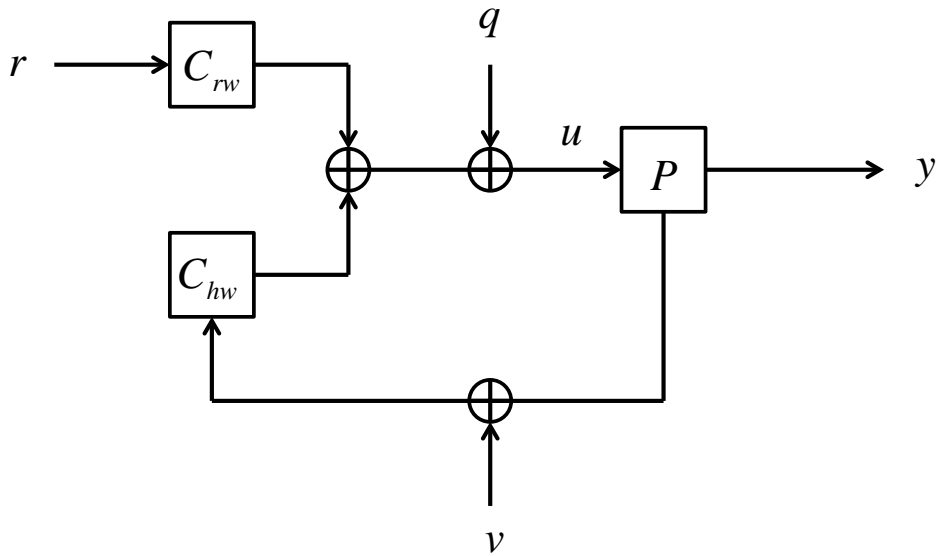


図 6-2 一般的なフィードバック制御のブロック線図

図 6-2 は一般的なフィードバック制御器のブロック線図を示している。ここで、図中の P は制御対象となるプラント、 C_{rw} はフィードバック制御器、 C_{hw} はフィードフォワード制御器、 r は目標値、 q は外乱、 v は観測ノイズ、 y はプラントの応答をそれぞれ示し、プラントへの入力を u とする。また、目標値 r からプラントへの入力 u までの伝達特性を W_{ru} 、外乱 q からプラントへの入力 u までの伝達特性を W_{qu} 、ノイズ v からプラントへの入力 u までの伝達特性を W_{vu} とする。本章では、DMM 制御器設計手法を用いて、目標値 r からプラント出力 y までの応答特性 W_{ry} およびノイズ v からプラント出力 y までの応答特性 W_{vy} に対して notch 特性を与えた制御器の設計を行う。このとき、 P の固有振動数は既知であるとする。

6.3.2 制御器設計手法

DMM 制御器設計法は、伝達関数ベースで、システムへの各入力からプラントへの入力までのフィードバックループを含む伝達特性を求め、それぞれの関係から各伝達特性に任意の特性を与えた際の制御器を計算する手法である。

まず、 P 、 C_{rw} 、 C_{hw} 、 W_{ru} 、 W_{qu} 、 W_{vu} をそれぞれ以下の式(6-1)～(6-6)に示すように定義する。

$$P = \frac{N_P}{D_P} \quad \dots(6-1)$$

$$C_{rw} = \frac{N_{crw}}{D_c} \quad \dots(6-2)$$

$$C_{hw} = \frac{N_{chw}}{D_c} \quad \dots(6-3)$$

$$W_{ru} = \frac{N_{ru}}{D_{ru}} \quad \dots(6-4)$$

$$W_{qu} = \frac{N_{qu}}{D_{qu}} \quad \dots(6-5)$$

$$W_{vu} = \frac{N_{vu}}{D_{vu}} \quad \dots(6-6)$$

また、Fig.4-2 のブロック線図から、 W_{ru} 、 W_{qu} 、 W_{vu} をそれぞれ求めると、以下の式(6-7)～(6-9)に示す関係を得る。

$$W_{ru} = \frac{N_{ru}}{D_{ru}} = \frac{C_{rw}}{1-PC_{hw}} = \frac{N_{crw}D_p}{D_cD_p - N_pN_{chw}} \quad \dots(6-7)$$

$$W_{qu} = \frac{N_{qu}}{D_{qu}} = \frac{1}{1-PC_{hw}} = \frac{D_cD_p}{D_cD_p - N_pN_{chw}} \quad \dots(6-8)$$

$$W_{vu} = \frac{N_{vu}}{D_{vu}} = \frac{C_{hw}}{1-PC_{hw}} = \frac{N_{chw}D_p}{D_cD_p - N_pN_{chw}} \quad \dots(6-9)$$

このことから、各伝達特性は共通の極を持ち、零点のみが異なる事が分かる。各伝達特性の分母を以下の式(6-10)に定義する。

$$D_{ru} = D_{qu} = D_{vu} = D_cD_p - N_pN_{chw} = D_s \quad \dots(6-10)$$

式 7～10 から、各制御器の分子・分母と、各伝達特性の分子・分母の間に式(6-11)～(6-13)で示す関係が成り立つ。

$$N_{ru} = N_{crw}D_p \quad \dots(6-11)$$

$$N_{vu} = N_{chw}D_p \quad \dots(6-12)$$

$$N_{qu} = D_cD_p = D_s + N_pN_{chw} \quad \dots(6-13)$$

式(6-11)~(6-13)から、プラントの極と零点、フィードバックループの伝達特性を与える事によって、各制御器の分子分母が計算できることが分かる。ただし、 W_{qu} の零点 N_{qu} と W_{vu} の零点 N_{vu} は、式(6-13)の関係を満たす形で与える必要がある。

6.3.3 制御器設計対象

3章で製作した実験装置は関節部に柔軟性を有していないため、モータ出力から制御対象までの間に柔軟性を持つ別の実験装置を手法の適用対象とした。本章での手法適用対象とした EMPS (Electro mechanical linear positioning systems)[53]の外観を図 6-3 に、構造の模式図を図 6-4 に示す。

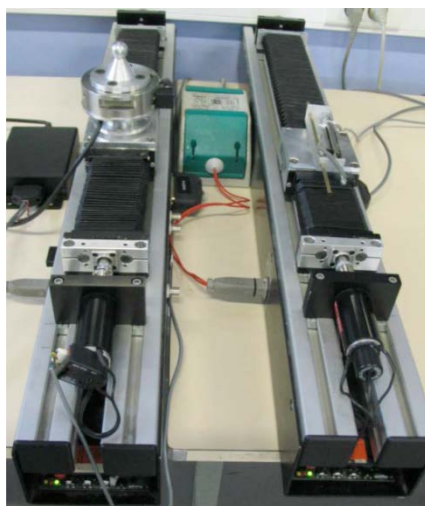


図 6-3 Overview of EMPS[53]

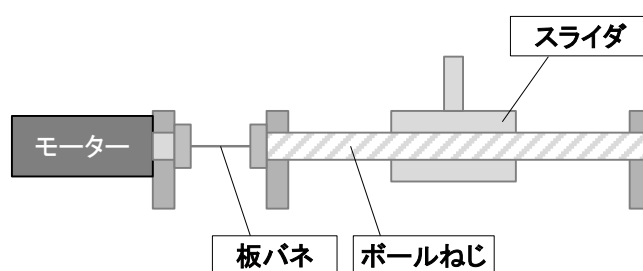


図 6-4 EMPS の模式図

この装置は板バネを介してモータとボールねじが接続されており、ボールねじによって動作するスライダの位置を制御対象としている。トルク計を持つロボットアームとの対応関係を図 6-5 に示す。

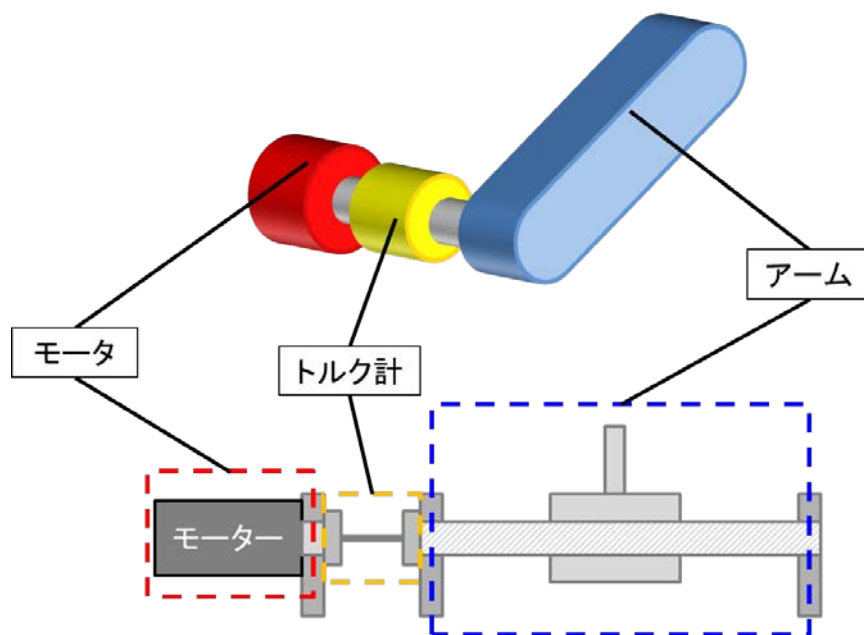


図 6-5 ロボットアームと EMPS の対応関係

制御対象であるスライダ位置がアームに相当し、板バネがトルク計の柔軟性を模擬している。

6.3.4 実験装置のモデル化

装置のパラメータおよび状態量を図 6-6 に示す形に定義する。

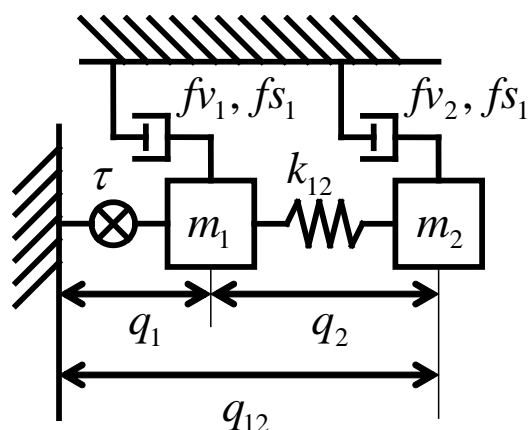


図 6-6 制御対象の状態量

ここで、図 6-6 中の m_1 はモータのロータ質量、 m_2 はスライダとボールねじの合成質量、 k_{12} は板バネのバネ係数、 f_{v1} 、 f_{s1} はそれぞれロータ質量にかかる粘性摩擦とクーロン摩擦、 f_{v2} 、 f_{s2} はそれぞれ合成質量部にかかる粘性摩擦とクーロン摩擦、 τ はモータトルク、 q_1 は

ロータの絶対変位, q_{12} はボールねじの絶対変位, q_2 はロータとボールねじの相対変位を示す. 図 6-6 から得られた運動方程式を式(6-14), (6-15)に示す.

$$m_1 \ddot{q}_1 = -q_1 k_{12} + q_{12} k_{12} - \dot{q}_1 f v_1 - \text{sign}(\dot{q}_1) f s_1 + \tau \quad \dots(4-14)$$

$$m_1 \ddot{q}_{12} = q_1 k_{12} - q_{12} k_{12} - \dot{q}_{12} f v_1 - \text{sign}(\dot{q}_{12}) f s_2 \quad \dots(4-15)$$

上記の式を制御対象のモデルとする.

6.3.5 モデルの単純化

提案する手法では, ノッチ特性によって固有周波数成分がプラントに入力される子ことを防ぐため, 制御器設計はバネ性を無視した低次のモデルに対して行う事が出来る. 低次元化したモデルを図 6-7 に示す.

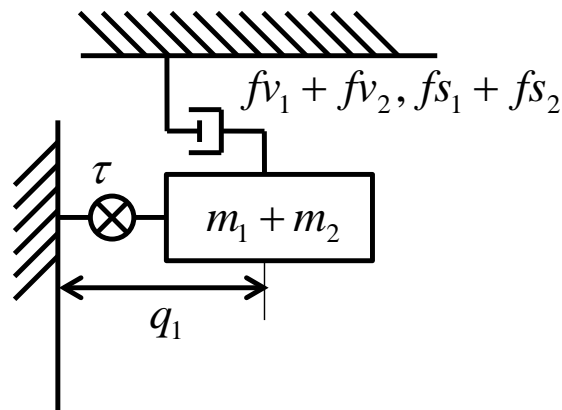


図 6-7 単純化した装置のモデル

各パラメータおよび状態量は図 6-6 と共通である. 図 6-7 から得られた運動方程式を式(6-16)に示す.

$$(m_1 + m_2) \ddot{q}_1 = -(fv_1 + fv_2) \dot{q}_1 - \text{sign}(\dot{q}_1) (fs_1 + fs_2) + \tau \quad \dots(6-16)$$

ここでクーロン摩擦は不連続要素であるため, fs_1 および fs_2 は 0 に近似する. その状態で τ から q_1 までの伝達関数を求めたものを式(6-17)に示す.

$$\frac{q_1(s)}{\tau(s)} = \frac{1}{s(s + \frac{fv_1 + fv_2}{m_1 + m_2})} \quad \dots(6-17)$$

これは粘性摩擦の影響を考えなければ提案手法によって作った回転ジョイントモジュールの運動方程式と同じ構造であり、提案手法に対して適用可能であることが分かる。

6.3.6 制御器設計

制御器設計条件として以下の二つの条件を設定した。

- ・条件 1：モータのロータ角 q_1 のみ計測可能な場合
- ・条件 2：モータのロータ角 q_1 のほかに、関節角度 q_{12} が計測可能な場合

一般的に関節角度を計測するためのエンコーダはモータに取り付けられており、柔軟性を持つ関節の姿勢の真値を得ることはできない。条件 1 ではそのような状況を想定している。条件 2 では柔軟性の影響によって変化した関節角度の真値も測定可能であるという理想的な状況を想定している。この二つの条件下でフィードバックループ特性にノッチ特性を与えた制御器を設計する。

(i) q_1 のみ測定可能な場合での制御器設計

各伝達特性に与えたい特性として、以下の極と零点を定義する。

- ・アクチュエータの応答特性

$$P_1, P_2 : -\omega_{ac} \sqrt{2}(1 \pm i)$$

$$P_3 : -\omega_{ac}$$

$$K_{ac} : \omega_{ac}^2$$

$$\omega_{ac} : 110 \times 2\pi$$

- ・ロバスト安定性確保の為にローパスフィルタ

$$P_4, P_5 : -\omega_{LP} \sqrt{2}(1 \pm i)$$

$$K_{LP} : \omega_{LP}^2$$

$$\omega_{LP} : 10 \times 2\pi$$

- ・共振周波数除去のためのノッチフィルタ

$$P_6, P_7 : -\zeta_d \omega_n \pm \omega_n \sqrt{1 - \zeta_d^2} i$$

$$Z_1, Z_2 : -\zeta_n \omega_n \pm \omega_n \sqrt{1 - \zeta_n^2} i$$

$$\omega_n : 28.6 \times 2\pi$$

$$\zeta_d : 0.8$$

$$\zeta_n : 0.1$$

- ・定常偏差除去のための疑似積分特性

$$P_8 : -800$$

$$Z_3 : -0.0001$$

ここで、積分特性が微分特性となっているのは、 N_{qu} に与えることでコントローラの特性に積分特性として与えるためである。ここで、伝達特性 W_{ru} , W_{vu} を以下の式(6-18), (6-19)に示すように定義する。

$$W_{ru} = \frac{K_{ac}(s-P_3)(s-P_4)(s-P_5)(s-Z_1)(s-Z_2)(s-P_8)D_p/N_p}{(s-P_1)(s-P_2)(s-P_3)(s-P_4)(s-P_5)(s-P_6)(s-P_7)(s-P_8)} \quad \dots(6-18)$$

$$W_{vu} = \frac{K_{ac}K_{LP}(s-Z_1)(s-Z_2)(n_2s^2+n_1s+n_0)D_p/N_p}{(s-P_1)(s-P_2)(s-P_3)(s-P_4)(s-P_5)(s-P_6)(s-P_7)(s-P_8)} \quad \dots(6-19)$$

ここで、式(6-19)の $n_0 \sim n_2$ は、式(6-13)から、 $(n_2s^2+n_1s+n_0)=0$ としたとき、 s の解が Z_3 および D_p を持つように与えられる。計算の結果、それぞれ $n_0 = 5.53 \times 10^5$, $n_1 = -1.93 \times 10^4$, $n_2 = -3.13 \times 10^2$ となった。この時の目標値 r , ノイズ v から、プラント出力 y までの伝達特性 W_{ry} , W_{vy} を求め、ボード線図にプロットしたものを図 6-8 に示す。

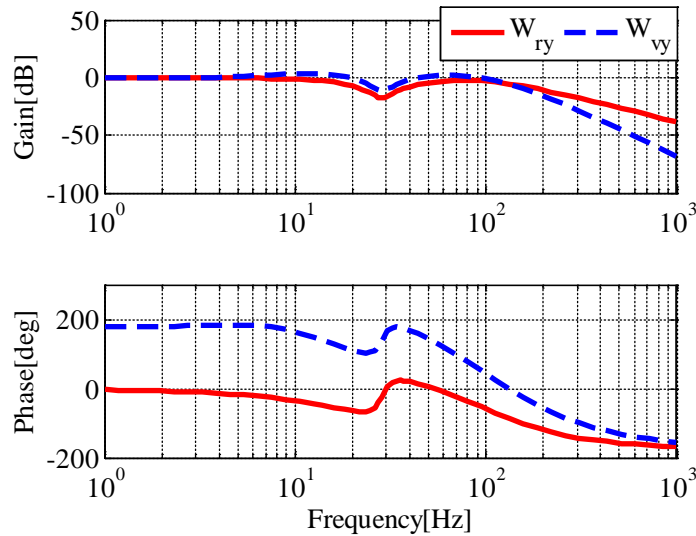


図 6-8 設計した伝達特性(q_1 のみをフィードバックする場合)

図 6-8 から、目標値 r およびノイズ v から出力 y までの伝達特性にノッチ特性を付与できていることが確認できた。

(ii) q_1 および q_{12} が測定可能な場合での制御器設計

条件 2 の場合、フィードバック量が二つに増えるため、ブロック線図が以下の図 6-9 に示す形に変化する。

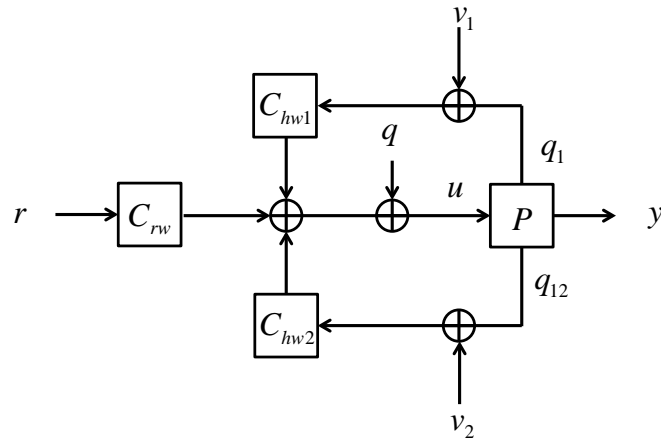


図 6-9 二つの状態量をフィードバックする場合のブロック線図

ここで、 C_{hw1} 、 C_{hw2} を以下のように定義する.

$$C_{hw1} = \frac{N_{chw1}}{D_c} \quad \dots(6-20)$$

$$C_{hw2} = \frac{N_{chw2}}{D_c} \quad \dots(6-21)$$

このとき W_{vu} は v_1 から u までの伝達特性 W_{vu1} と v_2 から u までの伝達特性 W_{vu2} の二つの式に変化する.

$$W_{vu1} = \frac{N_{vu1}}{D_s} = \frac{N_{chw2}D_P}{D_s} \quad \dots(6-22)$$

$$W_{vu2} = \frac{N_{vu2}}{D_s} = \frac{N_{chw1}D_P}{D_s} \quad \dots(6-23)$$

この時、式(6-10)、式(6-12)、式(6-13)は以下の式(6-24)~(6-27)示す形に変化する.

$$D_{ru} = D_{qu} = D_{vu} = D_c D_P - N_P N_{chw1} - N_P N_{chw2} = D_s \quad \dots(6-24)$$

$$N_{vu1} = N_{chw2} D_P \quad \dots(6-25)$$

$$N_{vu2} = N_{chw1} D_P \quad \dots(6-26)$$

$$N_{qu} = D_c D_P = D_s + N_P N_{chw1} + N_P N_{chw2} \quad \dots(6-27)$$

上記の式を用いて制御器設計を行う. 各伝達特性に与えたい特性として、以下の極と

零点を定義する.

・アクチュエータの応答特性

$$P_1, P_2 : -\omega_{ac}\sqrt{2}(1\pm i)$$

$$P_3 : -\omega_{ac}$$

$$K_{ac} : \omega_{ac}^2$$

$$\omega_{ac} : 120 \times 2\pi$$

・ロバスト安定性確保の為にローパスフィルタ

$$P_4, P_5 : -\omega_{LP}\sqrt{2}(1\pm i)$$

$$K_{LP} : \omega_{LP}^2$$

$$\omega_{LP} : 10 \times 2\pi$$

・共振周波数除去のためのノッチフィルタ

$$P_6, P_7 : -\zeta_d\omega_n \pm \omega_n\sqrt{1-\zeta_d^2}i$$

$$Z_1, Z_2 : -\zeta_n\omega_n \pm \omega_n\sqrt{1-\zeta_n^2}i$$

$$\omega_n : 28.6 \times 2\pi$$

$$\zeta_d : 0.8$$

$$\zeta_n : 0.1$$

・定常偏差除去のための疑似積分特性

$$P_8 : -1000$$

$$Z_3 : -0.0001$$

・変位フィードバックの競合を防ぐためのハイパス特性

$$P_9 : -25 \times 2\pi$$

$$Z_4 : -0.0001$$

ここで、積分特性が零点で与えられているのは、5.1節と同様の理由である。また、ハイパス特製を与えるのは、ロータ変位とボールねじ変位双方を目標値に近づけることはできないため、片方の定常偏差を無視するためである。ここで、 W_{ru} , W_{vu1} , W_{vu2} を以下のように定義する。

$$W_{ru} = \frac{K_{ac}(s-P_3)(s-P_4)(s-P_5)(s-Z_1)(s-Z_2)(s-P_8)(s-P_9)D_P / N_P}{(s-P_1)(s-P_2)(s-P_3)(s-P_4)(s-P_5)(s-P_6)(s-P_7)(s-P_8)(s-P_9)} \quad \dots(6-28)$$

$$W_{vu1} = \frac{K_{ac}K_{LP}(s-Z_1)(s-Z_2)(s-P_9)K_1(n_2s^2+n_1s+n_0)D_P / N_P}{(s-P_1)(s-P_2)(s-P_3)(s-P_4)(s-P_5)(s-P_6)(s-P_7)(s-P_8)(s-P_9)} \quad \dots(6-29)$$

$$W_{vu2} = \frac{K_{ac}K_{LP}(s-Z_1)(s-Z_2)(s-Z_4)K_2(n_2s^2+n_1s+n_0)D_P / N_P}{(s-P_1)(s-P_2)(s-P_3)(s-P_4)(s-P_5)(s-P_6)(s-P_7)(s-P_8)(s-P_9)} \quad \dots(6-30)$$

ここで、 K_1 , K_2 は C_{hw1} , と C_{hw2} の重みをあらわし、この制御器では $K_1=10$, $K_2=1$ とした。また、 $n_0 \sim n_2$ は式(4-27)から、 $(n_2s^2 + n_1s + n_0) = 0$ としたとき、 s の解が Z_0 および D_p を持つように与えられる。計算の結果それぞれ、 $n_0 = 1.69 \times 10^{14}$, $n_1 = -5.73 \times 10^{12}$, $n_2 = -8.99 \times 10^{10}$ となった。また、この時の目標値 r , ノイズ v_1 , ノイズ v_2 からプラント出力 y までの伝達特性 W_{ry} , W_{vy1} , W_{vy2} を求め、ボード線図にプロットしたものを図 6-10に示す。

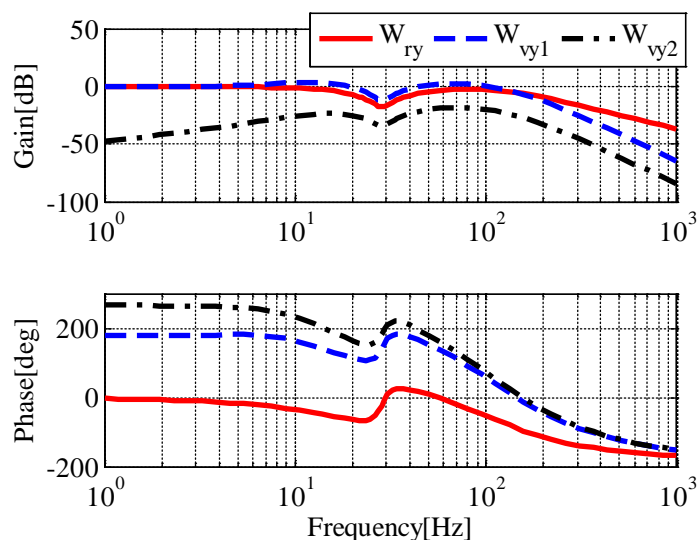


図 6-10 設計した伝達特性(q_1 および q_2 をフィードバックする場合)

図 6-10 から、各伝達特性に対してノッチ特性を、 W_{vy2} に対してハイパス特性を付与し、重みを小さくすることが出来たことが確認できる。設計した二つの制御器を用いて、シミュレーション上で機能の検証を行う。

6.4 シミュレーション上での検証

6.4.1 シミュレーション条件

式(6-13), (6-14)で定義したモデルを対象として、設計した制御器による制御シミュレーションを行った。シミュレーションでは、図 6-11 で示す、3 種類の速度を目標速度とした場合のバンバン波入力を、正方向と負方向でそれぞれ行った場合の変位を目標値とした。

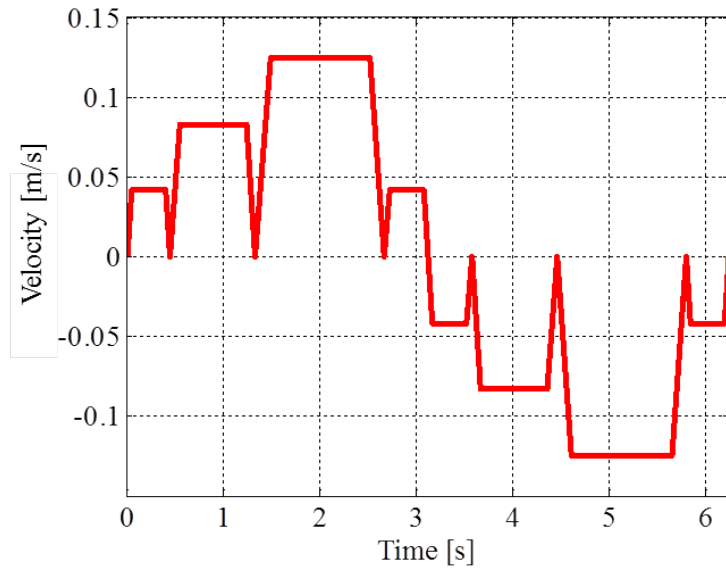


図 6-11 目標速度

バンバン波入力とは最大加速度で目標速度まで加速し、一定時間等速で運動したのちに最大加速度で減速するという入力である。スイッチの ON・OFF のみで作ることが出来るため、モータへの入力としてよく使われる。このような入力を目標値とすることで、柔軟性による振動を考慮しない入力を行っても振動が抑制できるかどうかを検証する。また、比較のために PD 制御器による制御も行った。

6.4.2 シミュレーション結果・考察

各シミュレーションの結果得られた、目標速度との誤差をそれぞれ図 6-12~6-14 に示す。

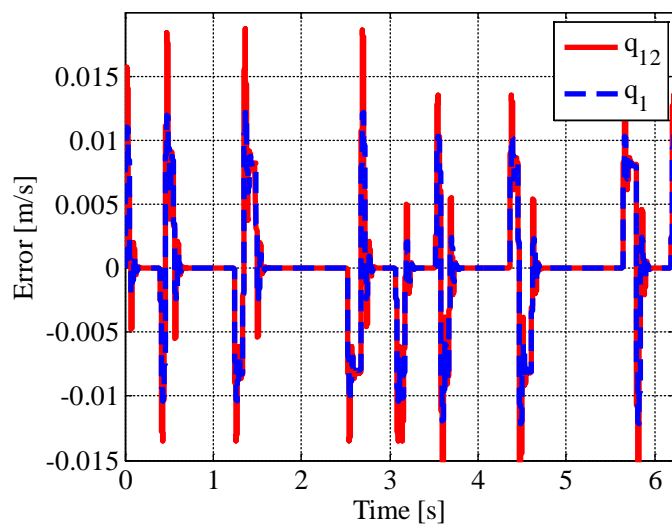


図 6-12 PD 制御器による結果

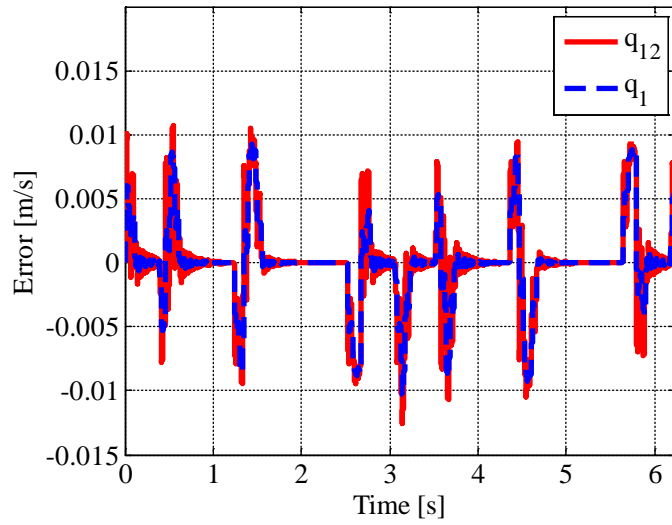


図 6-13 提案した制御器による結果(q_1 のみをフィードバックする場合)

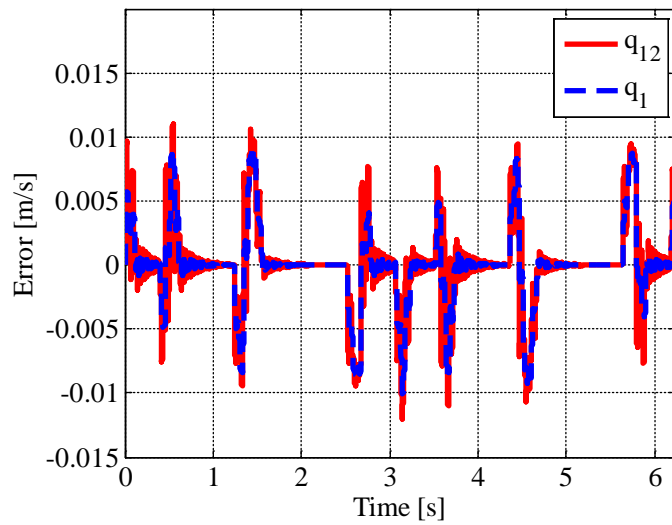


図 6-14 提案した制御器による結果(q_1 および q_{12} をフィードバックする場合)

各結果の 1 秒から 2 秒までの間を拡大して比較したものを図 6-15(a),(b)に示す. (a)が q_1 の速度誤差, (b)が q_2 の速度誤差を示している. 凡例に示す DMM1 は q_1 のみをフィードバックする提案制御器の結果, DMM2 は q_1 および q_{12} をフィードバックする提案制御器の結果を示している.

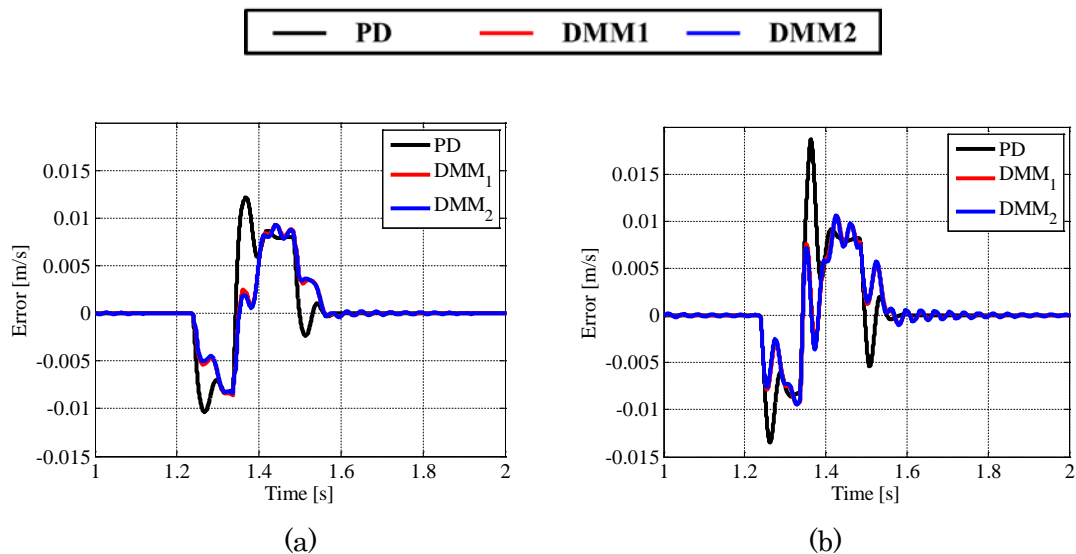


図 6-15 各結果の比較

提案手法によって、どちらの DMM 制御器の結果でも、PD 制御器に比べて加速度が変化した際の振動が大きく抑制できることが確認できた。しかし、PD 制御器と比較すると残留振動は長く残るといった結果となった。DMM 制御器同士を比較すると、アームの実変位もフィードバックする制御器の方がわずかに振動抑制できるという結果となったが、PD 制御器との差ほどの違いは出なかった。新たにセンサを増やし、制御器設計を複雑化させる程の差が得られないため、制御のために理想的な状況を作る必要性は低いと考えられる。提案制御器でオーバーシュートを抑えることが出来たのに対して、残留振動が大きくなったのは、PD 制御の場合、D 制御器が減衰として機能するのに対し、提案する制御器はフィードバック成分の共振周波数帯の振動を無視する構造となっている。そのため、もともとプラントの持っていた減衰のみが作用することとなり、PD 制御に比べて残留振動が大きくなったと考えられる。

6.5 制御実験

6.5.1 実験条件

シミュレーションによる検証で、提案する制御器がオーバーシュートの抑制に効果がある事が確認できたため、実際に実験装置を用いた検証実験を行った。目標値はシミュレーションと同様にバンバン波入力をおこなった。また、シミュレーション同様に、比較のために PD 制御器による制御実験も併せて行った。

6.5.2 実験結果・考察

各実験の結果得られた、目標速度との誤差をそれぞれ図 6-16~6-18 に示す。

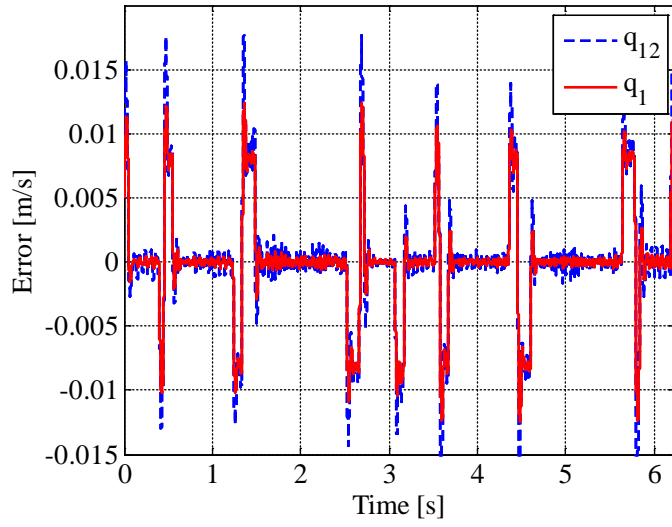


図 6-16 PD 制御器による実験結果

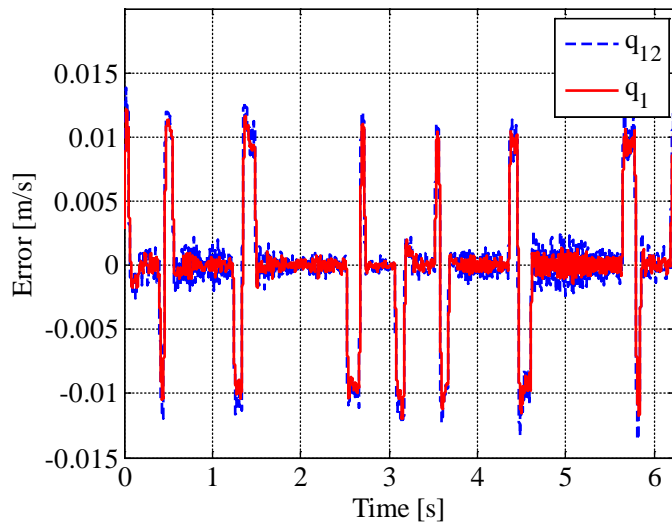


図 6-17 提案制御器による実験結果(q_1 のみをフィードバックする場合)

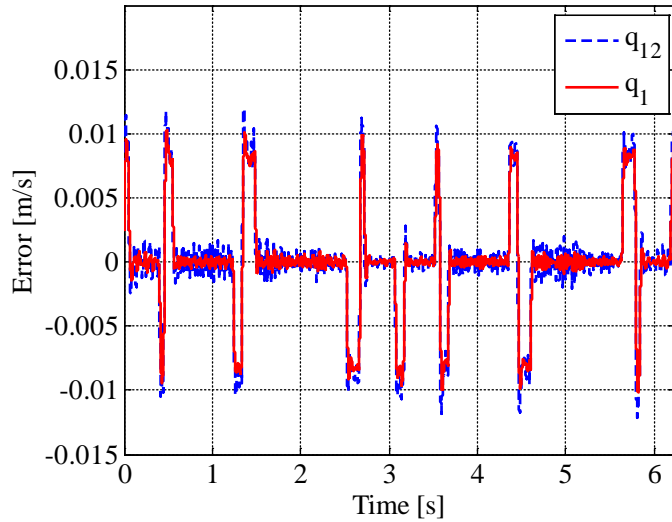


図 6-18 提案制御器による実験結果(q_1 および q_{12} をフィードバックする場合)

また、各結果の 1 秒から 2 秒までの間を拡大して比較したものを図 6-19(a),(b)に示す。凡例の示す DMM1 および DMM2 は図 6-15 同様に、それぞれ q_1 のみをフィードバックする提案制御器の結果、 q_1 および q_{12} をフィードバックする提案制御器の結果を示している。

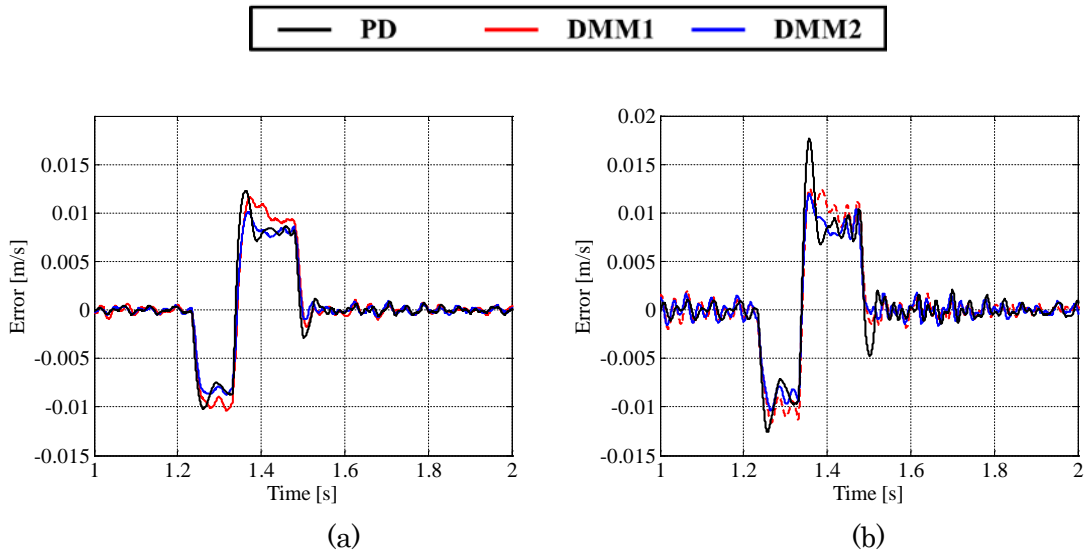


図 6-19 各実験結果の比較

シミュレーションと同様に、提案する制御器を利用することで、振動を大きく抑制することに成功した。また、PD 制御の結果では、シミュレーションでは発生しなかった残留振動が大きく発生するようになり、残留振動の抑制でも提案する制御器の効果が確認できた。シミュレーション同様に、DMM1、DMM2 の結果は、最大振幅の抑制、残留振動の抑制双

方で大きな差は見られなかった。そのため、実験上でもアームの真実位置を検出する必要性は低いことが確認できた。PD 制御器の結果で残留振動が発生するようになったのは、フィードバック時の無駄時間要素などによって、D 成分が純粋な減衰として機能しなくなった事が原因だと考えられる。

6.6 6章まとめ

柔軟性を有する関節を持つロボットに対して柔軟性を無視した制御器を実装するために、フィードバックループ特性に対してノッチ特性を与える制御器を提案しシミュレーションと実験によって効果を確認した。検証実験により以下の知見を得た。

(i) シミュレーション上での検証

フィードバックループ特性にノッチ特性を持つ制御器の設計を行い、バネ性を無視した動作制御手法の提案を行い、シミュレーション上で検証を行った。シミュレーションの結果、振動の最大振幅の抑制に関して、提案する振動抑制法の有効性を確認した。また、最大振幅の抑制においては、モータ角のフィードバックのみで十分な抑制効果が得られることを確認した。

(ii) 実験での検証

提案した制御器を実際の実験装置に適用し、シミュレーションと同様の制御実験を行った。実験の結果、シミュレーションでは悪化していた残留振動の抑制においても提案手法が有効に機能することが確認できた。また、シミュレーションと同様に、モータ角フィードバックのみで、十分な振動抑制が得られることが確認できた。

本章の実験では、単一の関節相当の実験装置で有効な振動抑制を得ることに成功した。現在、修士の学生の研究において、ハード・ソフト同時モジュール化の概念を用いた、計算トルク法の実装で一定の成果が上がっている。計算トルク法は、多体システムの各関節への入力と応答を、線形化および非干渉化する事の出来る手法である。本章で提案した振動抑制法と組み合わせることで、多体システムでも有効な結果が得られると考えられる。

7章 結論

7.1 本論文における成果

本論文では、多体システムのシステムデザインを簡易化するための手法として、ハード・ソフトの同時モジュール化という概念の提案を行った。提案するコンセプトの有効性を検証するために、実験装置の作成を行い、動作制御器、動作生成器をそれぞれデザインし、実験とシミュレーションによって有効性の検証を行った。

(i) 3章での成果(実験装置の作成と評価シミュレーション)

3章では、検証用実験装置のコンセプトを決定し、実際に実験装置の作成を行った。また、モジュール化されたモデルによってマルチリンクのモデルを作成し、シミュレーション上で従来のモデルと比較することで、モデルの妥当性の検証を行った。シミュレーションの結果、作成したモデルが従来のモデルと等価であることが確認できた。また、並列計算の可能な DSP ボードを利用して、分割されたモデルによってどの程度計算負荷が低減されるかの検証を行った。シミュレーションの結果、提案する手法では、特に高自由度のモデルにおいて計算負荷の軽減に有効であることが確認できた。また、実際に逆モデルと PID 制御器を組み合わせた、2 自由度制御系を構成し、ロボットアームの動作制御シミュレーションにおいてモデルベース制御に利用可能なことが確認できた。

(ii) 4章での成果(ポテンシャル法による接触回避制御器のデザイン)

4章では、提案するコンセプトを用いて、ポテンシャル法による接触回避制御器のデザインを行い、実際に機能することをシミュレーションと実験によって検証した。ソフトウェアモジュールとして、ポテンシャル関数、逆ダイナミクスモデルをハードウェアに与え、制御器を構成した。

(iii) 5章での成果(順ダイナミクスモデルを利用した動作生成器のデザイン)

5章では仮想的な外力を受けるモジュール化された順ダイナミクスモデルの、フィードバック制御シミュレーションを利用して、複数の拘束条件を持つ動作を生成する手法を提案し、シミュレーション上で検証を行った。仮想的な外力はダイナミクスモデル応答を制限することで拘束条件を表現し、フィードバック制御シミュレーションによって拘束条件を満たした動作を生成する。多体システムの基本構造である連続チェーン構造、ツリー構造、閉ループ構造においてそれぞれ動作生成シミュレーションを行い、提案手法が有効に機能することを確認した。

(iv) 6章での成果(柔軟関節を持つ対象への提案手法を適用する制御器の提案と検証)

6章では、フィードバックループ特性に対してノッチ特性を与えることで、関節の柔軟性

を無視する制御器を提案し、シミュレーションと実験によって有効性の検証を行った。制御器の設計には、閉ループ特性に対して自由に応答特性を設計することの出来る DMM 制御器設計手法を用いることで、目標値から出力までの応答特性と、ノイズから出力までの応答特性に対してノッチ特性を与える制御器を製作した。同じ条件の制御器を、モータのロータ角のみを検出できる場合と、実際の関節角度を検出できる場合の二種類の制御器を設計し、PID 制御と比較を行った。シミュレーションと実験の結果、提案する制御器が振動抑制に対して有効に機能することが確認できた。また、モータ角のフィードバックのみで、十分な振動抑制効果を得られることが確認できた。

7.2 今後の展望

検証段階では簡単化のために 2 次元空間に動作を制限したソフトウェア、ハードウェアを作成した。今後は実際に運用することを想定して、3 次元に対応したソフトウェアモジュールの作成を行っていく。また、本論文での検証では、関節単位でのモジュール化を行っていたが、腕単位や脚単位といった比較的大きなモジュールの作成を行い、制御器デザインにおいてどの程度有効に機能するかを検証していく。

本論文を通して、提案コンセプトを用いて実際に制御器と動作生成機のデザインを行い、それぞれが有効に機能できることを確認した。しかし、制御器設計、動作生成機設計ともに、モジュール化との相性が良い手法だった。従来手法にはジュール化との相性が良くない手法も多く存在しているため、どのようにモデルを切り分けるのが最適であるかを検討していく必要がある。

参考文献

- [1] 産業技術総合開発機構 (NEDO) HP 2016/11/25 参照
<http://www.nedo.go.jp/>
- [2] 総務省 HP ロボット関連事業白書 2016/11/25 参照
<http://www.soumu.go.jp/johotsusintokei/whitepaper/ja/h27/html/nc241330.html>
- [3] SoftBank HP ロボット 2016/11/25 参照
<http://www.softbank.jp/robot/consumer/products/>
- [4] 理研－東海ゴム人間共存ロボット連携センターHP 2016/11/25 参照
<http://rtc.nagoya.riken.jp/ROBEAR/>
- [5] SankeiBiz HP 政策・市況 2016/11/25 参照
<http://www.sankeibiz.jp/>
- [6] 日経経済新聞 HP 2017/2/5 参照
http://www.nikkei.com/article/DGXLASFL19HLV_Z10C16A5000000/
- [7] 経済産業省 HP 2007年版ものづくり白書 2016/11/25 参照
<http://www.meti.go.jp/report/data/g70601 aj.html>
- [8] 中小企業庁 HP 2005年版中小企業白書のポイント 2016/11/25 参照
<http://www.chusho.meti.go.jp/pamflet/hakusyo/index.html>
- [9] 井上明人, 単にモジュール化することが重要なのではない, 国際大学グローバルコミュニケーションセンター機関誌[智場], Vol.113, pp.143~150, 2009/3
- [10] 日産自動車 HP 2017/2/5 参照
<http://www.nissan.co.jp/>
- [11] 電気通信大学 下条明研究室 講義資料
- [12] 内山 勝, 中村 仁彦: ロボットモーション, 岩波講座, 2004, (1)p123, (2)pp.148~154.

- [13] Bona, B., Indri, M. and Smaldone, N.: Rapid Prototyping of a Model-Based Control With Friction Compensation for a Direct-Drive Robot, IEEE/ASME TRANSACTIONS ON MECHATRONICS, VOL. 11, NO. 5, OCTOBER 2006.
- [14] Reyes, F. and Kelly, R.: Experimental evaluation of model-based controllers on a direct-drive robot arm, Mechatronics Vol.11, Issue 3, (2001), pp. 267~282.
- [15] 大須賀公一: ダイナミクスベースト制御, 日本機械学会誌, Vol.109, No.1049, 2006, pp.273-276.
- [16] 國吉康夫, 大村吉幸, 寺田耕志, 長久保晶彦: 等身大ヒューマノイドロボットによるダイナミック起き上がり行動の実現, 日本ロボット学会誌, Vol.23, No.6, 2005, pp.706-717.
- [17] Arisumi, H., Miossec, S., Chardonnet, J. R. and Yokoi, K., Dynamic lifting by whole body motion of humanoid robots, Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (2008), pp.668- 675.
- [18] Konno, A., Myojin, T., Tsujita, T. and Uchiyama, M., Optimization of impact motions for humanoid robots, Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (2008), pp.647- 652.
- [19] Senoo, T., Namiki, A. and Ishikawa, M., High-speed throwing motion based on kinetic chain approach, Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (2008), pp.3206-3211.
- [20] 朝岡 忠, 水内 郁夫: スイング系運動における先端リンクの瞬間的高運動エネルギー状態創出のための自由振動に基づく運動パターン生成, 日本機械学会論文集, Vol.82, No.834, 2016, p.15-00405.
- [21] 星野智史, 牧幸一郎, 人の動特性とロボットの混雑を考慮した人工ポテンシャル法の提案, 第26回自律分散システム・シンポジウム, 講演論文集, 2014
- [22] 彌城祐亮, 江口和樹, 岩崎聡, 山内由章, 中田昌宏, ポテンシャル法によるロボット製品の障害物回避技術の開発, 三菱重工技報 Vol.51 No.1 (2014) 新製品・新技術特集, pp.40~45

- [23] Khatib, O., Real-Time Obstacle Avoidance for Manipulators and Mobile Robots, The International Journal of Robotics Research 5-1 (1986), pp.90-98.
- [24] 辻敏夫, Pietro G. Morasso, 重橋薫, 金子真, 収束時間を調節可能な人口ポテンシャル法によるマニピュレータの動作計画, 日本ロボット学会誌, Vol.13, No.2, (1995), pp.285~290
- [25] 佐藤圭祐, 極小点のないポテンシャル場を用いたロボットの動作計画, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.5, (1993), pp.702~709
- [26] S. S. GE and Y. J. CUI, DYNAMIC MOTION PLANNING FOR MOBILE ROBOTS USING POTENTIAL FIELD METHOD, Proceedings of the 8th IEEE Mediterranean Conference on Control and Automation (MED 2000) Rio, Patras, Greece, 2000
- [27] Whitney, D.E., Resolved motion rate control of manipulators and human prostheses, IEEE Trans. on Man-Machine Systems, Vol.MMS-10 (1969), pp.47-53.
- [28] Liegeois, A., Automatic supervisory control of the configuration and behavior of multibody mechanisms, IEEE Trans. on Sys., Man and Cyb., Vol.SMC-7, No.12 (1977), pp.868-871.
- [29] Yoshikawa, T., Manipulability of robotic mechanisms, Intl. J. of Robotics Research, Vol.4 No.2 (1985), pp.3-9.
- [30] Nakamura, Y., Advanced Robotics: Redundancy and Optimization (1991), Addison-Wesley.
- [31] Hollerbach, J.M. and Suh, K.C., Redundancy resolution of manipulators through torque optimization, IEEE J. of Robotics and Autom., Vol.RA-3, No.4(1987), pp.308-316.
- [32] Khatib, O., A unified approach for motion and force control of robot manipulators: The operational space formulation, IEEE, J. of Rob. and Auto., Vol.RA-3, No.1 (1987), pp.43-53.

- [33] Russell, S., Norvig, P. and Furukawa, K., *Artificial Intelligence A Modern Approach* (2008), pp.927-933.
- [34] Kondo, K., *Collision Avoidance by Free Space Enumeration Using Multiple Search Strategies*, *Journal of the Robotics Society of Japan*, Vol.7, No.4 (1989), pp.352-362.
- [35] Hiraoka, H., *Collision Avoidance of Manipulators Using Local Configuration Space Representing Contact State*, *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, Vol.60, No.1 (1994), pp.70-74.
- [36] Yashiro, Y., Eguchi K., Iwasaki S., Yamauchi Y. and Nakata M., *Development of Obstacle Avoidance Control for Robot Products Using Potential Method*, *Mitsubishi Heavy Industries Technical Review*, Vol.51, No.1 (2014), pp.40-45.
- [37] 鈴木 康之, 梅谷 俊治, 倉掛 孝志, 東 正毅, *局所探索法による多軸関節ロボットの経路計画*, *2005 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(2005)*, pp.1245-1246.
- [38] 野見山英登, 有田大作, 谷口倫一郎, *コンフィギュレーション空間の低次元化によるキャラクタ動作生成の効率化*, *火の国情報シンポジウム(2007)*, pp.1-8.
- [39] Y Tagawa, J-Y Tu, D P Stoten, *Inverse dynamics compensation via ‘simulation of feedback control systems’*, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I: Journal of Systems and Control Engineering*, Vol.225 (2011), pp137~153
- [40] 森敬仁, 田川泰敬, 和田政臣, 石塚光雄, 能塚和磨, *フィードバック制御シミュレーションに基づく、水平 2 軸実機天井クレーンのセンサレス振れ止め制御*, *Dynamics and Design Conference 2016 講演論文集*
- [41] Arimoto, S., Hashiguchi, H., Sekimoto, M. and Ozawa, R., *Generation of Natural Motions for Redundant Multi-joint Systems: A Differential- Geometric Approach Based upon the Principle of Least Actions*, *Journal of Robotic Systems*, Vol.22, No.11 (2005), pp.583-605.
- [42] 関本昌紘, 有本卓, *仮想バネ・ダンパ仮説に基づいた冗長関節ロボットアーム制御法の実験的検証*, *日本ロボット学会誌*, Vol.25, No.5 (2007), pp.785-791.

- [43] KUKA 産業ロボットグループ HP 2016/11/25
<http://www.kuka-robotics.com/ja/company/>
- [44] 株式会社中山アモルファス HP 2016/11/25 参照
<http://www.nakayama-amorphous.co.jp/casestudies/jiwai.html>
- [45] 株式会社東京計器研究所 HP 2016/11/25 参照
http://www.tml.jp/product/automotive_ins/automotive_ins_sub/fgdh2a.html
- [46] 中西洋介, 浦池隆文, 鈴木耕裕, 柔軟作業アームの制振制御, 北海道立工業試験場報告No.305
- [47] 福田敏男, フレキシブルロボットアームの制御(第一報, 一, 二自由度系の位置決め時の振動制御), 機会学会論文集(C編)Vol.51, No.84-0524B (1985), 468号, pp.2140~2144
- [48] 齋藤斐, 黒沢忠輝, 佐藤勝俊, トルク制御によるフレキシブルアームの端点軌道制御, 計測自動制御学会東北支部第250回研究集会講演資料, 資料番号250-19(2009)
- [49] 吉田和夫, 下郷太郎, 猪瀬潤, スピルオーバを考慮する弾性構造系の最適制御, 日本機械学会論文集, Vol.54, No.86-1108A (1888), 497号, pp.201~208
- [50] 原田博之, 三浦広樹, 山口晃生, 野田敦彦, 振動抑制を考慮した直交座標型フレキシブルアームの位置制御, 日本機械学会論文集, Vol.67, No.01-0039 (2001), 661号, pp.2792~2797
- [51] 日野良祐, 田川康敬, フレキシブルアームを有する産業用ロボットの振動抑制, 第54回自動制御連合講演会講演論文集(2011), pp.983~988
- [52] Tagawa, Y., Tagawa, R., and Stoten, D.: Characteristic transfer function matrix-based linear feedback control system analysis and synthesis, *International journal of control*, Vol.82, issue 4,(2009), pp.585~602.
- [53] Yasutaka TAGAWA, Ryozauro TAGAWA, David STOTEN, Characteristic transfer function matrix-based linear feedback control system analysis and synthesis, *International Journal of Control*, Vol. 82, issue 4, pp585-602, 2009

付録

1. 回転ジョイントの組立図

実験で用いた回転ジョイントの組立図を図 A1 に示す.

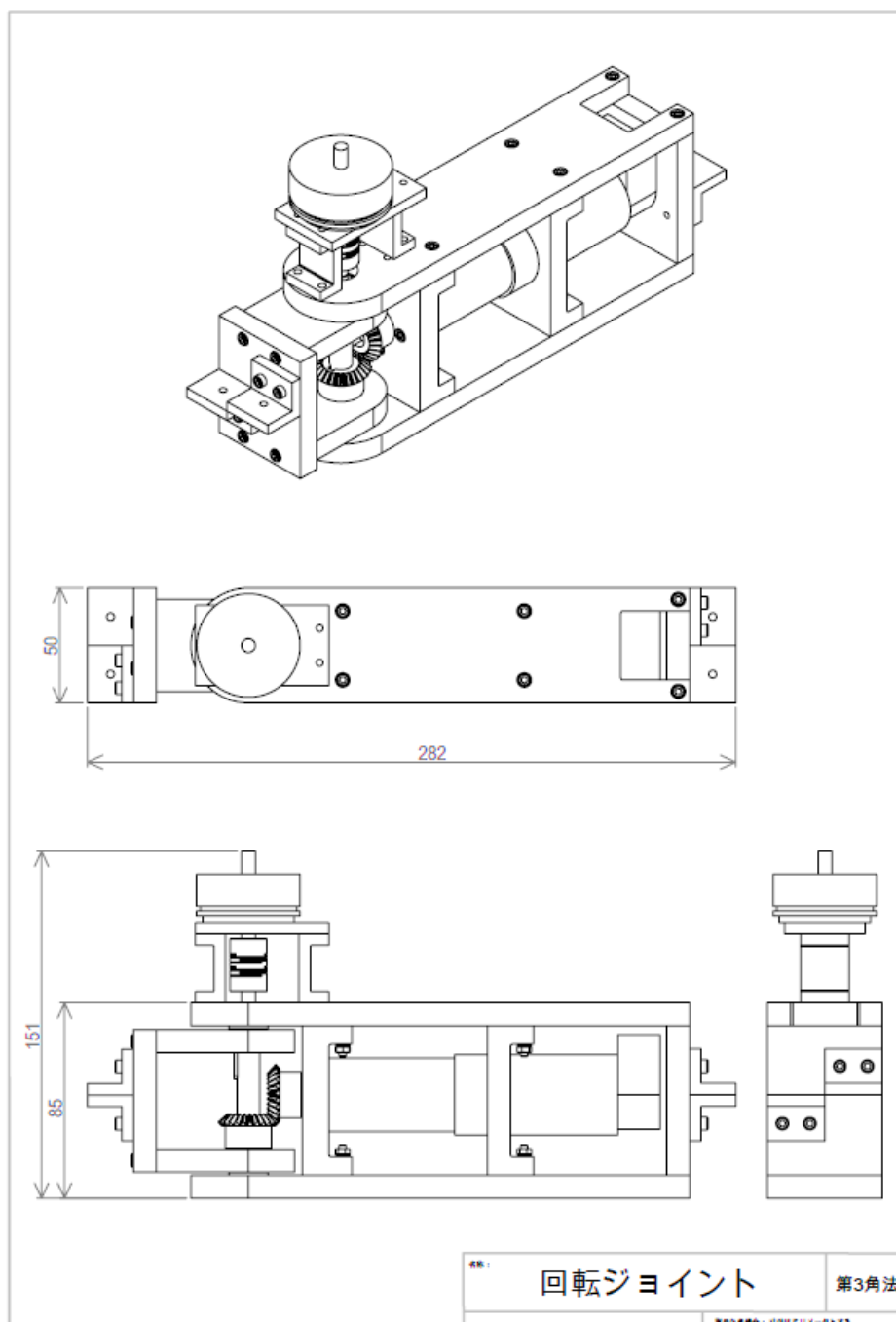
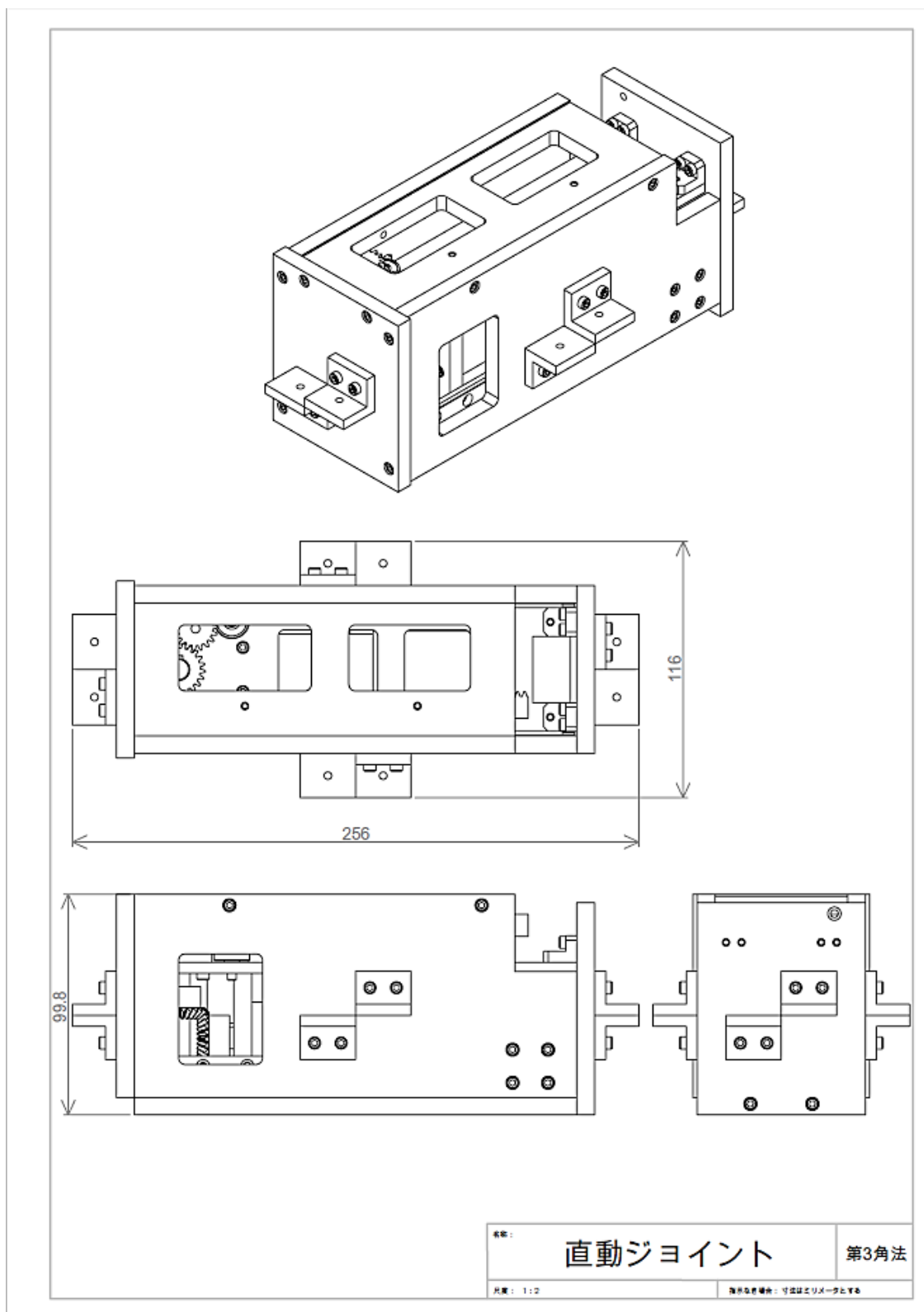
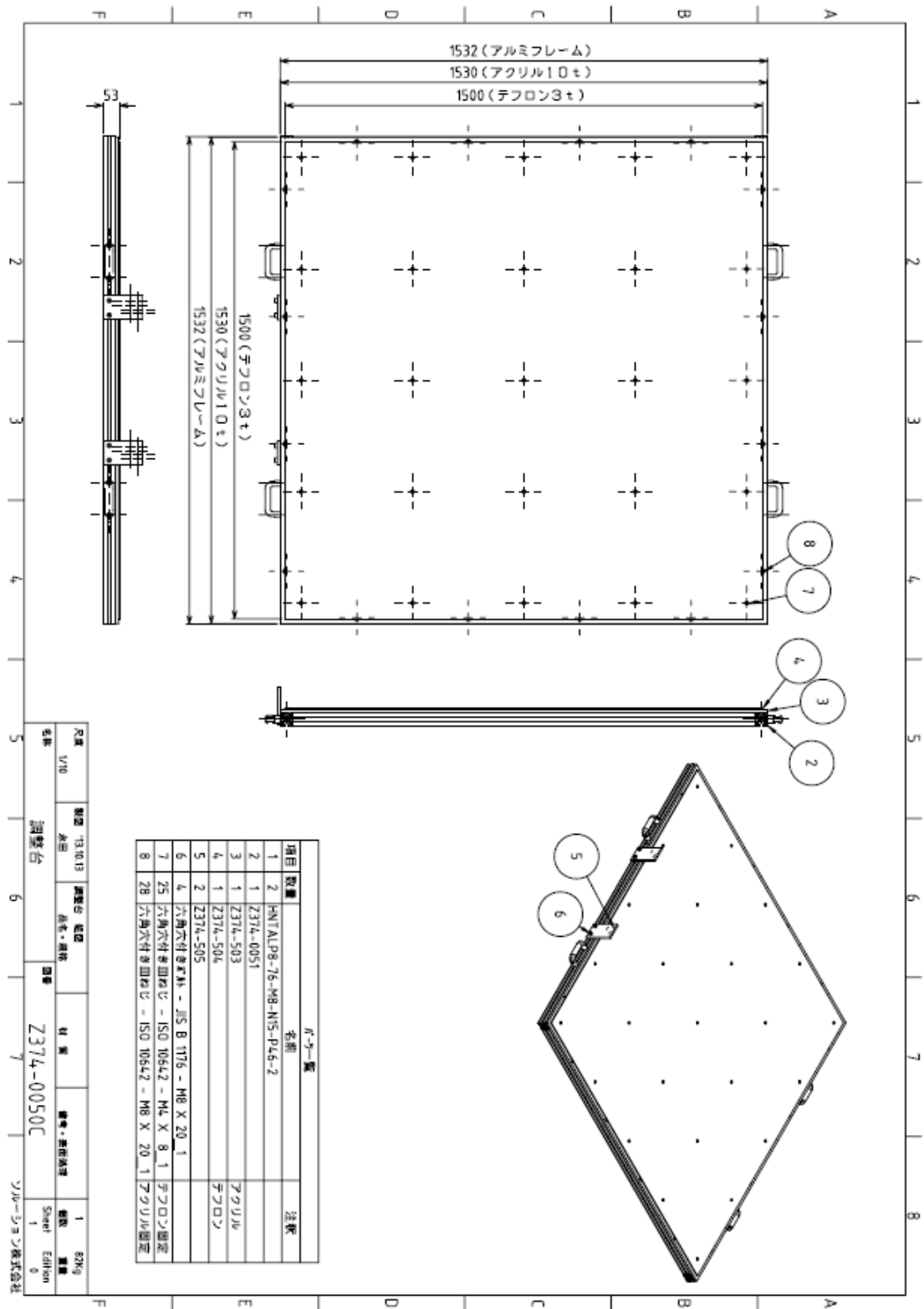


Fig. A1 Rotational joint

2. 直動ジョイントの組み立て図



3. 実験装置台の組み立て図



4. アクチュエータ

回転ジョイントに用いたアクチュエータを図 A2 に示す。モータは DC モータを用いた。この DC モータはマクソンジャパン株式会社の RE35 にギアヘッド (GP32HP) を付けたものを使用した。また、エンコーダは HEDL5540 用いた。表 A1 に仕様を示す。



Fig. A2 Actuator

Table A1. Specifications of the actuator

Nominal voltage	DC 48 V
No-load speed	3820 rpm
No-load current	34.2 mA
Rotational speed at maximum continuous torque	2990 rpm
Maximum continuous torque	106 mNm
Maximum continuous current	0.928 A
Stall torque	498 mNm
Starting current	4.2 A
Terminal resistance	11.4 Ω
Terminal inductance	3.16 mH
Constant torque	119 mNm / A
Mechanical time constant	5.36 ms
Moment of inertia of the rotor	65.9 gcm ²
Gear Ratio	66 : 1
Encoder Pulses	500 Pulse / rot

5. モータドライバ

回転ジョイントに用いたモータドライバを図 A3 に示す。このモータドライバはマクソージャパン株式会社の ESCON 50/5 を使用した。ESCON 50/5 は DC モータとエンコーダを接続し、 $\pm 10 \text{ V}$ のアナログ電圧を入力することで電流制御ができる。Digital Signal Processor(DSP)から出力される指令アナログ電圧をモータドライバに入力して電流制御を行う。表 A2 に仕様を示す。



Fig. A3 Motor driver

Table A2. Specifications of the motor driver

Source Voltage	DC 10 ~ 50 V
Maximum Output Current	15 A
Maximum Output	250 W
Encoder Voltage	DC 5 V
Input Voltage	DC $\pm 10 \text{ V}$
Maximum Encoder Input	1 MHz
Operating Temperature	-30 ~ +40°C

6. ポテンショメータ 1

回転ジョイントに用いたポテンショメータを図 A4 に示す。ポテンショメータは株式会社緑測器の CPP-45B を使用した。ポテンショメータは一定の電圧を与えて、回転角に応じた分圧した電圧の変化から角度を測定する。表 A3 に仕様を示す。



Fig. A4 Potentiometer

Table A3. Specification of the potentiometer

Power rating	3 W
Standard resistance	20 k Ω
Total resistance tolerance	$\pm 15 \%$
Independent linearity	$\pm 0.1 \%$
Electrical travel	350° + 2°, -3°
Mass	Approx. 60 g

7. ポテンショメータ 2

直動ジョイントに用いたポテンショメータは栄通信工業株式会社のヘリカロームポテンショメータ（多回転式精密巻線形）10HP-5を使用した。付録図3にポテンショメータの概観を示す。また、ポテンショメータの仕様を付録表3に示す。



付録図 3

Table 3. Specifications of potentiometer

Power rating	0.5 W
Standard resistance	5 k Ω
Total resistance tolerance	$\pm 3\%$
Independent linearity	$\pm 0.35\%$
No. of wire turns	1820
Electrical travel	1800 $\pm 5^\circ$
Starting torque	3 mNm
Mass	Approx. 17 g

9. Digital Signal Processor (DSP)

実験では DSP としてエー・アンド・デイ(株)の AD-PROCYON(AD5445-M)を用いた。使用するボードは種計算用に CPU ボード(AD7003-01), 入出力用にマルチファンクションボード(AD5440-06), エンコーダ読み取り用にパルス入出力ボード(AD5440-13)とした。

図 A5 に AD-PROCYON の外観を示す。また, AD-PROCYON, およびボードの仕様を表 A4, A5, A6 に示す。



Fig. A5 AD-PROCYON(AD5445-M)

Table A4. Specification of Chassis

Peripheral Slots		8
Extended CPU		7
I/O	HT	3
	PCIe	7
	cPCI	8

Table A5. Specification of Pulse input and output board

PWMin	Number of Channels	16ch
	Input range	DC+5V~+36V
	Response time	3 μ s
	Range of input frequency	0.1Hz~100kHz
	Duty rate	0.1%@300Hz
PWMout	Number of Channels	16ch
	Output range	DC+5V or DC+6~36V
	Maximum current	100mA/ch
	Output carrier frequency	0.1Hz~100kHz
	Minimum Duty	0.1%@300Hz
Encoder input	Number of Channels	9ch
	Maximum counts	-2147483648~2147483647
	Frequency range	0.1Hz~1.25MHz
	Time resolution	20nSec
Pulse output	Number of Channels	8ch
	Output level	Differential 2V or more
	Time resolution	20nSec
	Speed range	0~20MHz
	Output mode	A:Pulse/CW output/A-phase B:Sign/CCW output/B-phase

Table A6. Specification of Multi-Function board

	Sampling rate	10kHz~50kHz
A/D	Number of Channels	12ch
	Resolution	16bit
	Input range	±10V, ±5V, ±1V
	Input impedance	1MW±5%
D/A	Number of Channels	12ch
	Resolution	16bit
	Output range	±10V, ±2V
	Output impedance	1.5MW±5%
DI	Number of Channels	16ch
	Supply voltage level	DC+5V~+36V
	Minimum response time	10μSec
	Input resistance	70kW
DO	Number of Channels	16ch
	Output voltage level	DC+6V~+36V
	Maximum current	50mA/ch
	Minimum response time	20uSec

謝辞

本研究及び本論文の作成にあたり、惜しみないご協力、適切なアドバイスを終始いただきました、田川泰敬教授とベンチャー.ジェンチャン准教授に厚く御礼申し上げます。

AD-PROCYON の使用におきましては、ご多忙の中貴重なお時間を割き、適切なお指導、研究に関する貴重な情報を下さいました株式会社エー・アンド・ディー、太田俊彦様に心から御礼申し上げます。

共に研究を行なった後輩の小川君、菅原君、石井君は様々なデータの取得や装置の設計で協力をしていただき、深く感謝しております。

そして、田川研究室の皆様のおかげで有意義な研究生活を過ごすことが出来、心から感謝しております。